



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

LETECKÝ ÚSTAV

INSTITUTE OF AEROSPACE ENGINEERING

**ANALÝZY DAMAGE TOLERANCE S UVÁŽENÍM
INTERAKCE ZATĚŽOVACÍCH KMITŮ**

DAMAGE TOLERANCE ANALYSIS USING LOAD INTERACTION MODELS

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. David Vaněk

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Maroš Bvoc

BRNO 2016

Zadání diplomové práce

Ústav: Letecký ústav
Student: **Bc. David Vaněk**
Studijní program: Strojní inženýrství
Studijní obor: Stavba letadel
Vedoucí práce: **Ing. Maroš Bvoc**
Akademický rok: 2015/16

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Zvládnutí problematiky analýz konstrukcí s přípustným poškozením (Damage Tolerance) je nutnou podmínkou pro certifikaci letounu v kategorii FAR 25 i kategorii Commuter dle FAR 23.

V rámci výpočtů konstrukce s přípustným poškozením je nutno stanovit růstové křivky trhliny. Použití lineárního výpočtového modelu (bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů) vede zpravidla ke konzervativním výsledkům. Přílišná konzervativnost výpočtu může mít za následek časté kontroly draku letounu, což představuje významné zvýšení provozních nákladů.

Cíle diplomové práce:

Cílem diplomové práce je vybrat vhodný model šíření trhliny uvažující interakci zatěžovacích kmitů pro použití na letounu L 410 NG.

V první části diplomant popíše a zhodnotí existující typy modelů šíření trhliny (yield zone, crack closure a strip yield) a provede srovnání výpočtu šíření trhliny pomocí různých modelů s experimenty provedenými na vzorcích typu M(T). Na základě této analýzy navrhne vhodný model, jehož použitelnost bude demonstrovat DT analýzou konkrétního konstrukčního uzlu křídla. V rámci této analýzy provede srovnání s výpočtem bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů a zhodnotí přínos navrženého přístupu z hlediska periodicity kontrol draku letounu.

Diplomová práce by měla být ve společnosti Aircraft Industries, a.s. přímo využitelná při vývoji nových výpočetních metod v rámci průkazu únavové životnosti a odolnosti proti poškození letounu L 410 NG.

Seznam literatury:

Schijve, J. (2009): Fatigue of Structures and Materials. Springer, Dordrecht, The Netherlands.

Schmidt, H.-J., Schmidt-Brandecker, B. (2012): Fatigue and Damage Tolerance Course for Metal Structure.

Bent, L. J. (2010): Practical Airframe Fatigue and Damage Tolerance. Sigma K Ltd, Coylton, Scotland.

Rooke, D. P., Cartwright, D. J. (1974): Compendium of Stress Intensity Factors. Her Majesty's Stationery Office, London, UK.

Harter, J. A. (2014): AFGROW Users Guide and Technical Manual. LexTech, Inc, Centerville, Ohio, USA.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2015/16

V Brně, dne

L. S.

doc. Ing. Jaroslav Juračka, Ph.D.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá studii retardačních modelů šíření únavové trhliny. V této práci je proveden jejich popis, zhodnocení, verifikace a následná aplikace demonstrována damage tolerance analýzou konkrétního konstrukčního uzlu letounu L 410 NG v oblasti spojení dolních pásnic zadního nosníku. Výstupem této práce je provedeno srovnání damage tolerance analýzy s dosavadní metodikou využívanou ve společnosti Aircraft Industries a.s., tj. lineární modely bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů. Porovnány jsou růstové křivky únavových trhlin, počáteční a časové intervaly periodických prohlídek. K verifikaci a aplikaci retardačních modelů je využit program AFGROW.

KLÍČOVÁ SLOVA

Damage tolerance analýza, retardační modely, analýza šíření únavové trhliny, program prohlídek, pásnice

ABSTRACT

Master's thesis deals with study of fatigue crack growth retardation models. This document presents description, evaluation, verification and finally application of retardation models demonstrated on the damage tolerant structure. Analysis was provided on the L 410 NG aircraft in the location of the rear spar lower flange joint. Output of this thesis is comparison of the damage tolerance analysis with the current method using in the Aircraft Industry a. s., i.e. linear model without using load interaction models. The comparisons are fatigue crack growth curves, threshold and intervals of inspection program. AFGROW software was used for verification and application of retardation models.

KEYWORDS

Damage tolerance analysis, retardation models, fatigue crack growth analysis, inspection program, flange

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

VANĚK, D. *Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2016. 84 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Maroš Bvoc.

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že svou diplomovou práci na téma “Analýzy Damage tolerance s uvážení interakce zatěžovacích kmitů“ jsem vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové práce a s použitím odborné literatury uvedené v seznamu použitých zdrojů.

V Brně dne

.....
(podpis autora)

PODĚKOVÁNÍ

Tímto způsobem bych rád poděkoval svému vedoucímu diplomové práce Ing. Maroši Bvocovi a také Ing. Daliboru Vlčkovi, za jejich cenné rady, poznámky a poskytnutí odborné literatury, které byly využity nejenom při tvorbě této diplomové práce. Dále bych chtěl poděkovat Ing. Martinu Daňkovi vedoucímu oddělení únavy ve společnosti Aircraft Industries, a.s. za možnost získání praktických zkušeností již během studia. Dále bych chtěl poděkovat prof. Jamesovi C. Newmanovi, Jr. za jeho rady týkající se FASTRAN modelu a Ing. Petrovi Augustinovi, Ph.d. Dále své rodině za finanční podporu a na závěr bych také rád poděkoval své přítelkyni, za její podporu během doby studia.

OBSAH

1. ÚVOD	7
2. STRUČNÁ CHARAKTERISTIKA LETOUNU L 410 NG	8
3. ZÁKLADY LINEÁRNÍ ELASTICKÉ LOMOVÉ MECHANIKY	9
3.1 FAKTOR INTENZITY NAPĚTÍ	9
3.2 PLASTICKÁ OBLAST NA ČELE TRHLINY	10
3.2.1 Primární (monotónní) plastická oblast	10
3.2.2 Sekundární (reverzní) plastická oblast	10
3.3 CHARAKTERISTIKY ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY PŘI KONSTANTNÍ AMPLITUDĚ ZATÍŽENÍ	11
3.4 ZAVÍRÁNÍ TRHLINY	12
3.4.1 Zavírání únavové trhliny – další příčiny	13
3.5 RETARDACE	14
3.5.1 Vliv tloušťky materiálu	15
3.5.2 Vliv meze kluzu materiálu	16
3.5.3 Zpožděná retardace	17
4. MODEL YVAŽUJÍCÍ INTERAKCI ZATĚŽOVACÍCH KMITŮ	18
4.1 YIELD ZONE MODEL	19
4.1.1 Wheelerův model	20
4.1.2 Zobecněný Willenborgův model	22
4.2 CLOSURE MODEL	25
4.3 HSU MODEL	28
4.4 STRIP YIELD MODEL	31
4.4.1 FASTRAN model	32
4.5 SHRNUÍ MODELŮ	37
5. ZKOUŠKY ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY PŘI KONSTANTNÍ AMPLITUDĚ	38
5.1 CHARAKTERISTIKA ZKUŠEBNÍCH TĚLES	38
5.2 METODIKA VYHODNOCENÍ EXPERIMENTÁLNÍCH DAT	40
5.3 STANOVENÍ TVAROVÉ FUNKCE B	42
5.4 VYHODNOCENÍ ZKOUŠEK ŠÍŘENÍ TRHLINY ZA KONSTANTNÍ AMPLITUDY ZATĚŽOVÁNÍ	44
6. APLIKACE FASTRAN ALGORITMU	46
6.1 LADĚNÍ VÝSLEDNÝCH KŘIVEK	46
6.2 VYHODNOCENÍ FASTRAN ALGORITMU	48
6.3 VSTUPNÍ DATA PRO AFGROW	50
7. ZKOUŠKY ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY PŘI PROMĚNLIVÉ AMPLITUDĚ ZATÍŽENÍ	51
7.1 ZKUŠEBNÍ VZORKY	51
7.2 ZATĚŽUJÍCÍ SEKVENCE	52
7.3 EXPERIMENTÁLNÍ DATA ZE ZKOUŠEK	53
7.4 POPIS MODELŮ V AFGROW PRO VERIFIKACI EXPERIMENTÁLNÍCH DAT	53
7.5 VERIFIKACE RETARDAČNÍCH MODELŮ S EXPERIMENTY	54
7.6 VYHODNOCENÍ VERIFIKACE	60
8. POPIS KONSTRUKČNÍHO UZLU	61
9. DAMAGE TOLERANCE ANALÝZY	63
9.1 VÝBĚR KRITICKÝCH MÍST U SPOJENÍ DOLNÍCH PÁSNIC	64
9.2 SHRNUÍ VÝPOČTŮ JEDNOTLIVÝCH SCÉNÁŘŮ	67
9.3 STANOVENÍ KRITICKÝCH DÉLEK TRHLIN	72
9.3.1 Stanovení kritické délky – scénář 1	72
9.3.2 Stanovení kritické délky – scénář 2	72

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	5

9.3.3 Stanovení kritické délky trhliny – scénář 3	72
9.4 STANOVENÍ DETEKOVATELNÝCH DÉLEK TRHLIN	73
9.5 VÝSLEDKY ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÝCH TRHLIN – BEZ UVÁŽENÍ INTERKACE ZATĚŽOVACÍCH KMITŮ	74
9.6 VYHODNOCENÍ DAMAGE TOLERANCE ANALÝZY BEZ UVÁŽENÍ INTERAKCE ZATĚŽUJÍCÍCH KMITŮ	77
9.7 DAMAGE TOLERANCE ANALÝZA S UVÁŽENÍM INTERAKCE ZATĚŽOVACÍCH KMITŮ	78
9.7.1 Srovnání retardačních modelů	81
10. ZÁVĚR.....	82
11. SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ.....	83
12. SEZNAM POUŽITÝCH ZRAKTEK A SYMBOLŮ	84

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	6

1. ÚVOD

Analýza damage tolerance je nezbytná podmínka pro certifikaci letounu v kategorii commuter dle stavebních předpisů FAR 23.573, dodatek 23-48 a FAR 23.574, dodatek 23-48, které jsou platné pro certifikační bázi letounu L 410 NG. Vzhledem na zvýšené nároky stavebního předpisu v porovnání se sériově vyráběným letounem L 410 UVP-E, je na letoun L410 NG aplikována návrhová koncepce s přípustným poškozením (damage tolerance). Při stanovování růstových křivek trhlin společnost Aircraft Industries a.s. používá lineární výpočtové modely, tj. bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů. Tato metodika má za následek vyšší míru konzervativnosti výpočtu a s ní mohou být spojeny časté kontroly draku letounu v kritických místech konstrukce. Uvážení retardačních efektů při šíření trhliny s pomocí moderní výpočetní techniky je z pohledu výpočtové náročnosti neproblematické, avšak náročnost problematiky se projevuje popisem fyzikální podstaty jevu a následným dostatečně konzervativním popisem ve výpočtovém modelu. Přestože první počátky vývoje retardačních modelů spadají do roku 1970 (Yield zone modely), tak i nyní výzkum a vývoj těchto modelů není definitivně ukončen. Velkou otázkou je samotná správnost současných retardačních modelů. Retardační modely musejí být nejdříve verifikovány s experimentálními měřeními, aby bylo vůbec možné s nimi dále pracovat. Po vyladění modelů do takové míry, která je uznána za přijatelnou lze retardační modely aplikovat na daná kritická místa konstrukce. Využití interakce zatěžujících kmitů neboli retardačních efektů při šíření únavové trhliny vede zpravidla ke snížení vysoké konzervativnosti výpočtu. To se pozitivně projeví při snížení četnosti periodických prohlídek kritických míst konstrukce. Tím pádem dochází ke snižování ekonomických výdajů pro provoz letounu. Dále je třeba poznamenat, že i přesto je žádoucí držet výpočty s uvážením retardace na bezpečné straně výpočtu a zabránit tak rizikovým případům.

Teoretická část práce obsahuje popis jednotlivých typů retardačních modelů. Výběr těchto modelů je koncipován tak, aby odpovídal pouze typům retardačních modelů, které jsou implementovány v programu AFGROW. Tím dojde k zaručené aplikovatelnosti těchto modelů. Předmětem praktické části je verifikace retardačních modelů s experimentálními daty. Zkoušky rychlosti šíření trhlin za proměnlivé amplitudy zatěžování byly provedeny v Leteckém ústavu VUT v Brně. Experimentální data byla získána od Ing. Petra Augustina, Ph.D. Další důležitou praktickou částí je výpočet jednotné závislosti rozkmitu efektivního faktoru intenzity napětí v závislosti na růstu trhliny. Tato závislost je spočtena pomocí FASTRAN algoritmu. Jako vstupní hodnoty pro stanovení této závislosti jsou využity experimentální data získána za konstantní amplitudy zatěžovacích kmitů. Materiálové charakteristiky šíření únavové trhliny tj. závislost počtu cyklů na délce trhliny jsou převzaty z Výzkumného zkušebního leteckého ústavu, a.s. - VZLÚ Praha. FASTRAN algoritmus je vypočten pro tři různé materiály, z důvodu rozsahu jsou v této práci publikovány pouze dva materiály a to pro hliníkové slitiny 2124-T851 a 7475-T7351.

Na závěr diplomové práce je provedena damage tolerance analýza a to jednak metodikou bez uvážení interakce zatěžujících kmitů, tak i s uvážením. Jako konstrukční uzel sloužící k porovnání těchto dvou výpočtů je zvolen spoj zadních nosníků blíže k centroplánu. Jedná se o spoj mezi centrálním integrálním nosníkem a vnitřním integrálním nosníkem, kde jejich vzájemné spojení je zajištěno nýtovým spojem pomocí spojek. Hlavní cíle této práce jsou verifikace vybraných retardačních modelů, srovnání s analýzou damage tolerance bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů a následné srovnání změn v počátečních a intervalových periodických prohlídkách

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	7

2. STRUČNÁ CHARAKTERISTIKA LETOUNU L 410 NG

Letoun L 410 NG je hornoplošník poháněný dvěma turbopropovými motory GE H85-200 a vrtulemi AV-725. V roli mohou připadnout i alternativní motory PT6A-52. Tento letoun spadá do kategorie Commuter, ve standardní verzi bude sloužit pro přepravu až 19 cestujících. L 410 NG je certifikován podle předpisu FAR 23.

Oproti dosavadní verzi L 410 UVP-E20 se liší hlavně novou konstrukcí křídla obsahující integrální palivové nádrže. Mezi další výhody lze zařadit např. větší maximální vzletovou hmotnost m_{TOW} , větší platíci zatížení, větší cestovní rychlost nebo použití nejmodernějších palubových přístrojů na bázi glass cockpit. Výhody oproti sériově vyráběnému letounu jsou shrnuty v tabulce níže.

Tab 1 Porovnání letounů L 410 UVP- E20 versus L 410 NG

Parametr	L 410 UVP-E20	L 410 NG
Počáteční prohlídka motorů [LH]	3 000	3 600
Max. cestovní rychlost v_{TAS} [km/h]	405	412
Max. množství paliva s koncovými nádržemi [kg]	1 300	2 450
Max. vzletová hmotnost m_{TOW} [kg]	6 600	7 000
Maximální dolet [km]	1 400	2 500
Max. vytrvalost [hod]	5,1	9
Max. hmotnost platíciho zatížení [kg]	1 800	2 200
Objem zavazadlového prostoru [m ³]	1,47	2,98

Návrhová životnost (design service goal) L 410 NG je 30 000 letových hodin nebo 30 000 přistání. Zahájení sériové výroby letounu L 410 NG je v plánu po dokončení certifikačních zkoušek v roce 2017.



Obr. 1 Fotografie z prvního vzletu prototypu L 410 NG

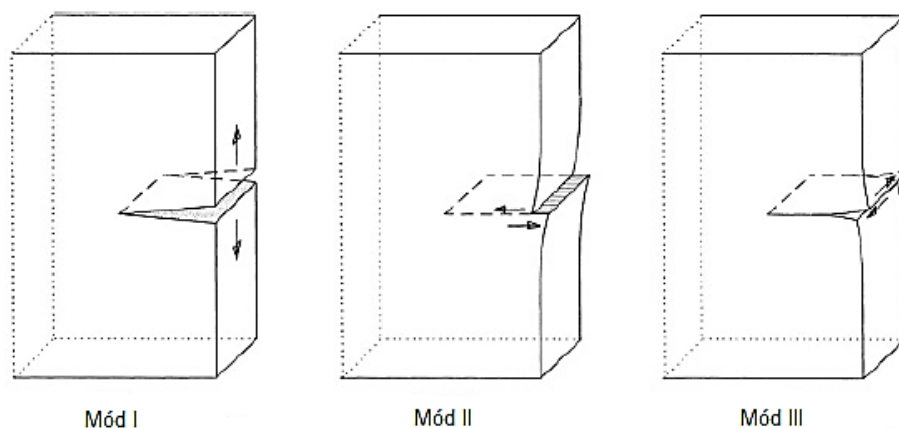
Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	8

3. ZÁKLADY LINEÁRNÍ ELASTICKÉ LOMOVÉ MECHANIKY

Cílem této kapitoly je shrnout zásadní informace o nezbytných pojmech lineární elastické lomové mechaniky-LELM, která je základním teoretickým nástrojem při filosofii damage tolerance.

3.1 Faktor intenzity napětí

Základním typem porušování těles ve strojírenství je vznik a šíření trhliny. U tělesa s trhlinou mohou nastat tři základní typy deformování při porušování tzv. módy. Základní tři typy módů jsou zobrazeny na obrázku níže. Každý další případ je pak superpozicí těchto tří módů.



Obr. 2 Tři základní typy módů [1]

Definice módů:

- Mód I – normálový
- Mód II – smykový
- Mód III – antirovinný smyk

Pro praktické účely na letounu při jednoosé napjatosti je nejdůležitějším typem mód I.

Faktor intenzity napětí

$$K_I = \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad [MPa\sqrt{m}] \quad (3.1.1)$$

kde:

- β ... korekční faktor nebo také tvarová funkce, která bere v úvahu geometrii tělesa,
vnější zatížení atd.
- $\sigma\sqrt{\pi a}$... reprezentuje faktor intenzity napětí v nekonečně široké desce
- a ... délka trhliny

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	9

3.2 Plastická oblast na čele trhliny

3.2.1 Primární (monotónní) plastická oblast

Pokud je plastická oblast malá ve srovnání s délkou trhliny, lze rozměr plastické oblasti vyjádřit vztahy:

Pro rovinnou napjatost:

$$r_{pm} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{R_{p0,2}} \right) \quad (3.2.1)$$

Pro rovinnou deformaci:

$$r_{pm} = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K}{R_{p0,2}} \right) \quad (3.2.2)$$

Ze vztahů vyplývá, že plastická oblast je u rovinné napjatosti 3 krát větší než při rovinné deformaci. Dále je třeba poznamenat, že plastická oblast, která vzniká na čele trhliny je jakýmsi porušením lineární elastické lomové mechaniky. Nicméně je dáno že lineární elastická lomová mechanika může být uplatněna za podmínky kdy poloměr plastické oblasti je mnohonásobně menší než délka trhliny.

$$r_{pm} \ll a$$

3.2.2 Sekundární (reverzní) plastická oblast

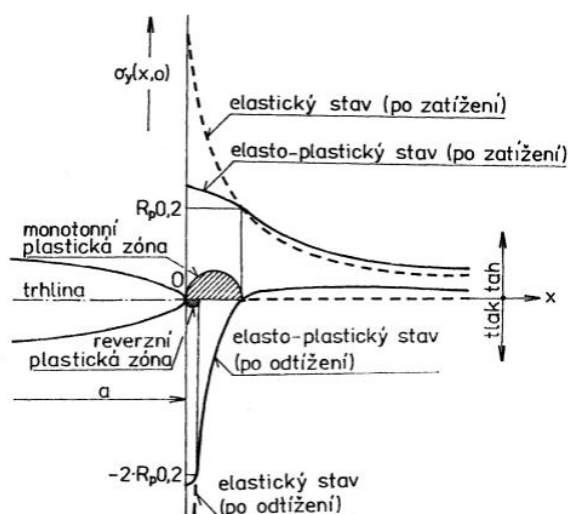
Reverzní plastická oblast se vyskytuje jakmile je součást obsahující trhlínu odlehčena. Reverzní plastická oblast představuje zbytkovou tlakovou napjatost na čele trhliny, která jako důsledek trhlinu uzavírá. Na rozdíl od monotónní plastické oblasti je její velikost dána funkcí rozkmitu faktoru intenzity napětí.

Pro rovinnou napjatost:

$$r_{pr} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\Delta K}{R_{p0,2}} \right) \quad (3.2.3)$$

Pro rovinnou deformaci:

$$r_{pr} = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{\Delta K}{R_{p0,2}} \right) \quad (3.2.4)$$



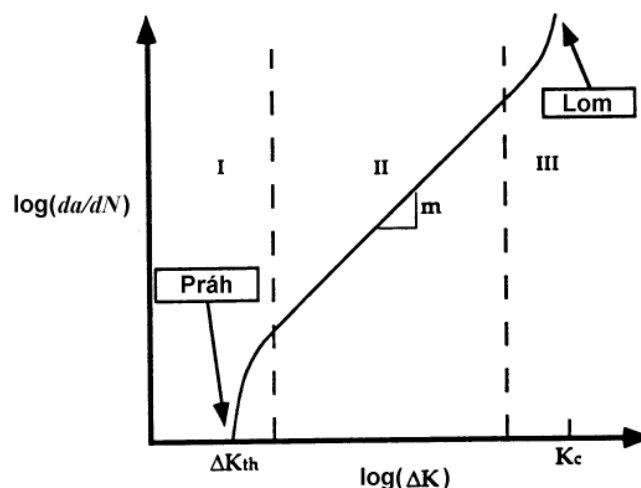
Obr. 3 Plastické oblasti na čele trhliny [11]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	10

3.3 Charakteristiky šíření únavové trhliny při konstantní amplitudě zatížení

Závislost charakterizující rychlost šíření únavové trhliny je daná tzv. da/dN vs. ΔK křivkou. Zvykem při grafickém znázornění křivky je vykreslení v logaritmické stupnici. V logaritmickém měřítku je potom ve střední části hodnot rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK lineární závislost. Při nízkých, tak i vysokých hodnotách ΔK dochází k odklonu od lineární závislosti. V prahovém regionu I se rychlost šíření trhliny da/dN blíží nule, když se hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK blíží prahové hodnotě ΔK_{th} . Naopak když je hodnota ΔK blízká kritické hodnotě K_c respektive blízké lomové houževnatosti materiálu, tak se rychlost růstu trhliny rapidně zvyšuje.

Rychlost šíření trhliny je ovlivněna faktory jako jsou materiálové charakteristiky, parametry zatížení a geometrií tělesa. Výzkum predikce rychlosti šíření trhliny v současné době stále není ukončen.



Obr. 4 Typický tvar da/dN versus ΔK [14]

Typické šíření únavové trhliny zatížené konstantní amplitudou je popsáno třemi regiony.

- **I – Prahový region**, etapa vzniku trhliny, která probíhá v mikroskopické struktuře. Klesnil a Lukáš zahrnuli jako první do Parisova zákona prahovou hodnotu.

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (3.3.1)$$

- **II – Parisův region**, oblast stabilního šíření trhliny. Tento region je typický závislostí da/dN vs ΔK a je popsán mocninou závislostí.

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (3.3.2)$$

Kde konstanty C a m jsou materiálové charakteristiky, které se určují experimentálně.

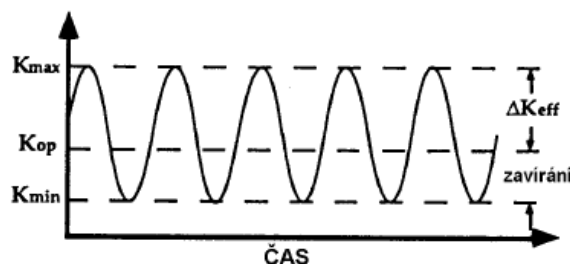
- **III – etapa zrychleného růstu trhliny**. Tento region je popsán Formanovým vztahem, který bere v úvahu regiony II a III.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \Delta K^m}{(1 - R)K_{cf} - \Delta K} \quad (3.3.3)$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	11

3.4 Zavírání trhliny

Elber postuloval, že trhlina se může šířit jen pokud se vyskytuje napěťová singularita na čele trhliny, jestliže je trhlina uzavřena napěťová singularita na čele trhliny neexistuje. Dále Elber postuloval, že zavírání trhliny snižuje rychlost šíření únavové trhliny tím, že redukuje hodnotu rozkmitu faktoru intenzity napětí na tzv. efektivní hodnotu. Pro cyklicky zatěžované těleso platí, že hrany trhliny jsou v kontaktu, je-li K nižší než K_{OP} (faktor intenzity napětí při které se trhlina otevírá). Elberův předpoklad je, že část cyklu, ve kterém je K menší než K_{OP} nepřispívá k šíření trhliny a proto definoval efektivní hodnotu faktoru intenzity napětí.



Obr. 5 Definice efektivní hodnoty faktoru intenzity napětí [14]

Hlavním cílem je získat vztah určující část zatěžujícího cyklu, kdy je trhlina otevírána, jinak řečeno efektivní rozkmit. Rozkmit efektivního napětí $\Delta\sigma_{eff}$ a rozkmit efektivního faktoru intenzity napětí ΔK_{eff} jsou proto definovány.

Definice rozkmitu efektivního napětí $\Delta\sigma_{eff}$:

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{op} \quad (3.4.1)$$

Definice rozkmitu efektivního faktoru intenzity napětí ΔK_{eff} :

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} = \beta \Delta\sigma_{eff} \sqrt{\pi a} \quad (3.4.2)$$

Elber také definoval poměr rozkmitu efektivního faktoru intenzity napětí.

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{K_{max} - K_{OP}}{K_{max} - K_{min}} \quad (3.4.3)$$

Poté se může Parisův vztah přepsat jako:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{eff}^m \quad (3.4.4)$$

Hodnota ΔK_{eff} se obvykle stanovuje pomocí semi-empirických vzorců:

$$\Delta K_{eff} = U \Delta K \quad (3.4.5)$$

Kde U , je funkcí koeficientu nesouměrnosti $U = f(R)$. Zde je uvedeno několik příkladů polynomu U pro různé slitiny hliníku.

- Elber (2024-T3) $U = 0,5 + 0,4R$
- Schijve (2024-T3) $U = 0,55 + 0,35R + 0,1R^2$
- Zhang (7475-T7351) $U = 0,62 + 0,37R + 0,14R^2$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	12

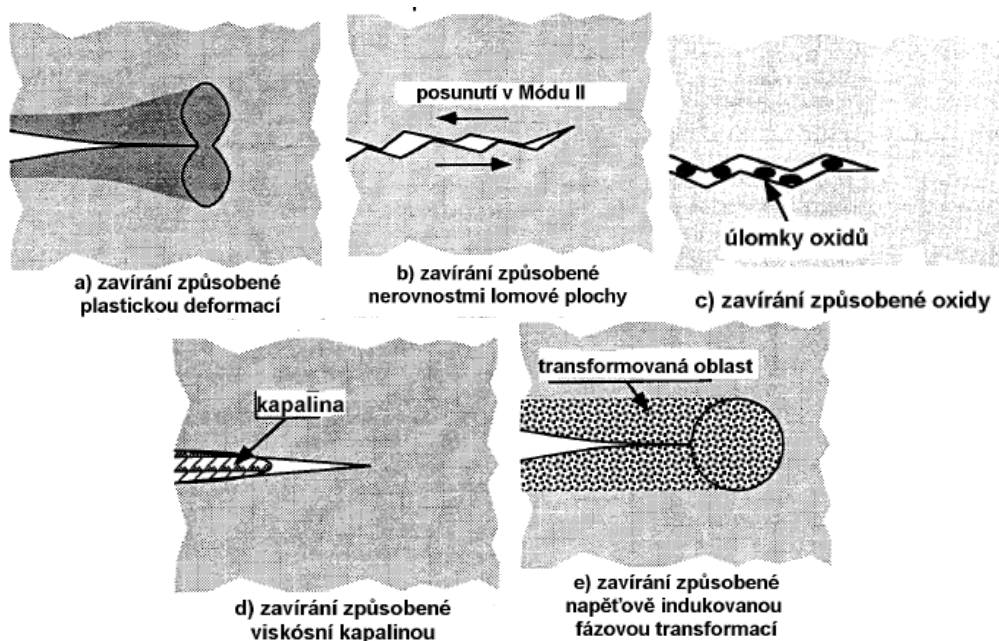
3.4.1 Zavírání únavové trhliny – další příčiny

Elberova představa vlivu zavírání trhliny na šíření je potvrzena řadou dalších prací. Zavírání únavové trhliny způsobené reverzní plastickou oblastí, která je výsledkem působení zbytkových napětí v plastické zóně není jediným možným mechanismem zavírání.

Zavírání způsobené drsností povrchu trhliny souvisí s mikrostrukturou materiálu. Z makroskopického hlediska se trhlina šíří kolmo na maximální tahové napětí, to je vystiženo módem I. Na úrovni mikrostruktury může však dojít k odklonu trhliny od roviny kolmé na hlavní napětí. Důsledkem je pak změna módu posunutí na mód II respektive smykové zatěžování trhliny.

Zavírání únavové trhliny zapříčiněné úlomky oxidů je spojováno s agresivním prostředím. Částice oxidů se mohou zaklínit mezi plochy trhliny při zatížení větším než je nulové. Obdobně jako u zavírání trhliny úlomky oxidů může působit vliv viskózní kapaliny.

Zavírání způsobené fázovou transformací. Vznik napětově indukované martenzitické transformace na špici trhliny rostoucí únavové trhliny má za následek vznik procesní zóny na špici trhliny. Zbytková napětí v této zóně vedou k zavření trhliny při nenulovém zatížení. O projevu mechanismu zavírání rozhoduje mikrostruktura, mez kluzu a prostředí [14].



Obr. 6 Mechanismy zavírání únavové trhliny v kovech [14]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	13

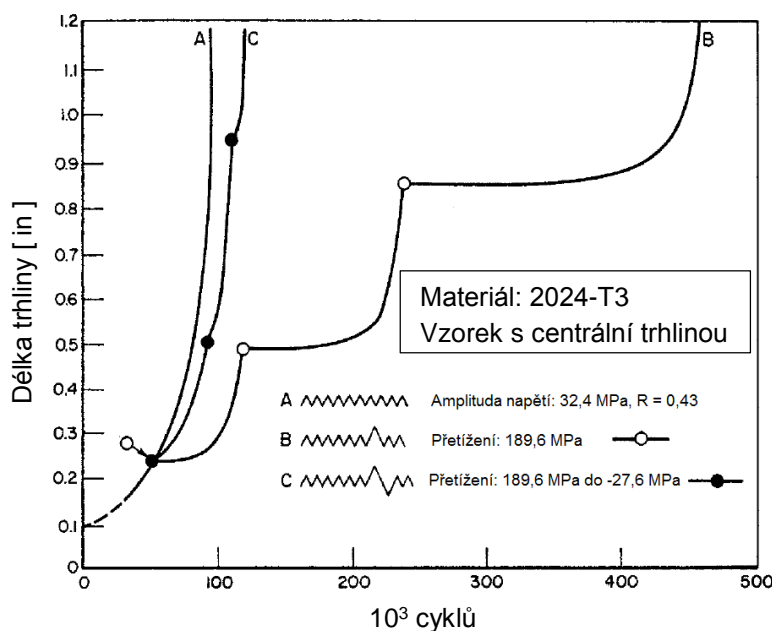
3.5 Retardace

Retardační efekt neboli zpomalení růstu trhliny je v lomové mechanice označován jako fenomén. Vysoké zatížení vyskytující se v sekvenci o nízké amplitudě významně snižuje rychlost šíření trhliny během cyklů, které jsou následovány po přetížení. Retardace je důsledkem zvětšení plastické zóny a jí odpovídajícího otevíracího napětí σ_{OP} vůči základnímu monotónnímu zatěžování ($\sigma_A = \text{konst.}$). Čím větší tahové přetížení nastane, tím větší bude oblast zbytkového tlakového napětí.

Opakující se zatížení s průběhem konstantní amplitudy (na obrázku níže značeno A) nemá žádné přímé ovlivnění zbytkového tlakového napětí na čele trhliny. Šíření únavové trhliny lze tedy považovat za ustálený stav bez výskytu retardace.

Historie zatížení skládající se z průběhu konstantní amplitudy zatížení, které obsahuje kmit vyššího tahového přetížení (na obrázku níže značeno B). Tato historie zatížení způsobí, že zbytková napětí a plastické deformace na čele únavové trhliny jsou znatelně projeveny, šíření únavové trhliny je zpomalené. Poté co trhlina proroste ovlivněnou oblastí od přetížení, tak se rychlost růstu trhliny navrátí do ustáleného stavu šíření jako v případě A.

Jestliže po tahovém přetížení je následováno přetížení tlakové (na obrázku níže značeno C) materiál na čele trhliny může podstupovat reverzní plastickou deformaci. Tato deformace má za následek snížení zbytkového napětí na čele únavové trhliny. Proto negativní respektive tlakové přetížení odstraňuje užitečný efekt tahového přetížení a ke zpomalování šíření trhliny jako v případě B nedochází [10].



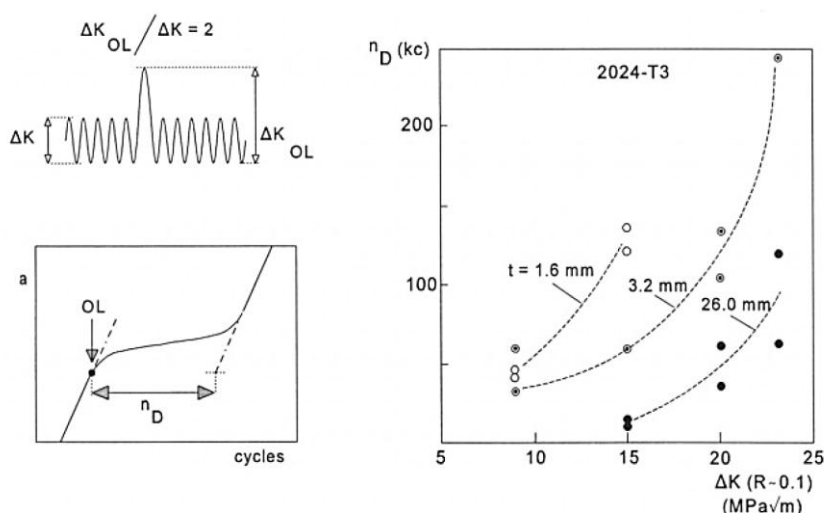
Obr. 7 Vliv kladného a kladně-záporného přetížení na retardaci [10]

Retardace závisí na poměru mezi velikostí přetížení a následnými cykly. Dostatečně velké přetížení může způsobit úplné zastavení únavové trhliny. Držením period v nulových hodnotách napětí může částečně snížit zbytková napětí a proto redukovat retardační efekty. Mnohonásobné přetížení významně vylepší retardační účinky [10].

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	14

3.5.1 Vliv tloušťky materiálu

Zpomalení šíření trhliny, které je následováno po tahovém přetížení, závisí na velikosti plastické zóny, protože uzavírání trhliny je indukováno plasticitou na čele trhliny při přetížení. Velikost plastické oblasti je pro rovinou deformaci a rovinnou napjatost různá. Napjatost na čele trhliny u tenkých plechů (potahy, stojiny) je převážně rovinná, zatímco v tlustších deskách (pásnice) převažuje rovinná deformace. Lze tedy předpokládat, že zpomalení šíření únavové trhliny je závislé na tloušťce materiálu. Toto tvrzení je podloženo výsledky Millse a Hertzberga, provedli test rychlosti šíření trhliny při $R = 0,1$ s konstantním ΔK namísto konstantního $\Delta \sigma$. To vyžaduje, že σ_{\max} a σ_{\min} jsou nepřetržitě snižovány během šíření trhliny za účelem dodržení konstantní hodnoty R . To je provedeno automaticky během únavového testu. Výsledkem konstantního ΔK je dosaženo konstantní rychlosti šíření trhliny da/dN . Vložením přetížení do testu při konstantním ΔK systematicky snižuje růst trhliny, po nějaké době je rychlost šíření trhliny navraceno do původních konstantních hodnot. Zpoždění šíření trhliny je možné definovat jednoduchým způsobem. Dva trendy jsou očividné z testových dat. Doba zpoždění pro ΔK je větší pro tenčí materiál (větší velikost plastické oblasti) a dále se zvyšuje s vyššími úrovněmi napětí při přetížení (větší velikost plastické oblasti). Tyto trendy korespondují s ovlivnění velikostí plastické oblasti na uzavírání trhliny a tím pádem na zpomalení šíření trhliny [1].



Obr. 8 Vliv tloušťky materiálu na zpomalený růst trhliny při periodickém přetěžování konstantní ΔK , materiál 2024-T3, testy Millse a Hertzberga [1]

shrnutí vlivu tloušťky:

- nejvýraznější retardace se projevuje u tenkých materiálů např. u potahů, stojin
- čím vyšší je tahové přetížení, tím vyšší jsou retardační efekty

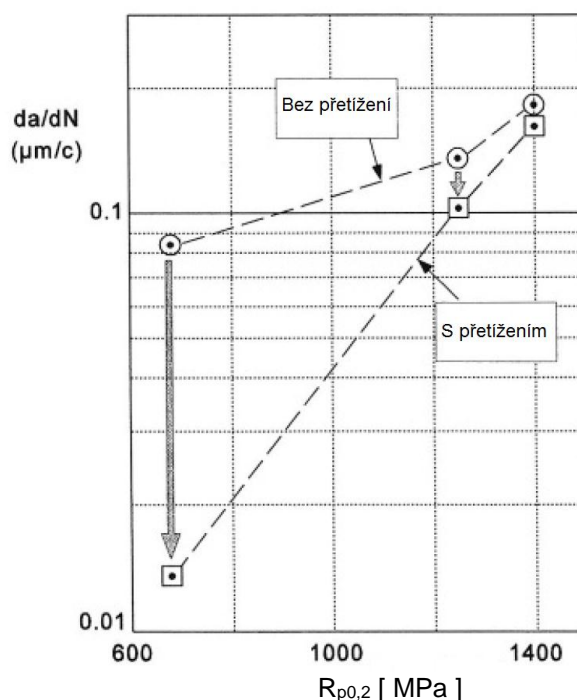
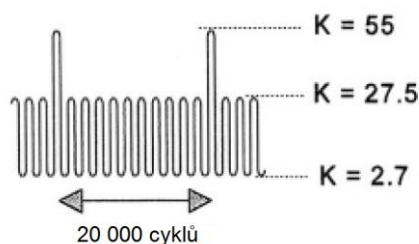
Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	15

3.5.2 Vliv meze kluzu materiálu

Pro popis vlivu meze kluzu materiálu je zde uveden ilustrativní obrázek (9). Jedná se o výsledky testových dat od Petraka pro legované oceli. Materiál je tepelně zpracován na tři různé úrovně meze kluzu. Petrak provedl test šíření trhliny při konstantním ΔK . Test obsahuje periodické tahové přetěžování opakující se po 20 000 cyklech. Při variantě bez přetížení, rychlost šíření trhliny je větší, jestliže je ocel tepelně upravena na vyšší hodnoty meze kluzu. Slitiny jsou patrně více citlivější na rychlost šíření únavové trhliny při vyšších hodnotách meze pevnosti. Druhá varianta testu, tj. zatěžování s periodicky opakujícím se přetěžováním snižuje rychlosti šíření trhliny, to je patrné z obrázku kde pro různé hodnoty $R_{p0,2}$ leží body vždy pod daty získaných bez přetěžování. Zpomalení šíření je znatelně větší pro nižší hodnoty meze kluzu materiálu (vznik větší plastické oblasti) a mnohem menší pro větší hodnoty meze kluzu (vznik malé plastické oblasti). Petrakovi experimenty potvrzují význam velikosti plastické oblasti a vliv přetěžujících kmitů obsažených ve spektru zatížení na zpomalení rychlosti šíření trhliny [1].

Materiál: HP-9Ni-4Co-30C, $t = 9$ mm
Materiál tepelně zpracován na 3 různé
hladiny napětí

$R_{p0,2}$ [MPa]	K_{Ic} [Mpa.m ^{1/2}]
675	-
1 235	143
1 400	100



Obr. 9 Vliv meze kluzu materiálu na zpomalení růstu trhliny při periodickém přetěžování, výsledky Petraka [1]

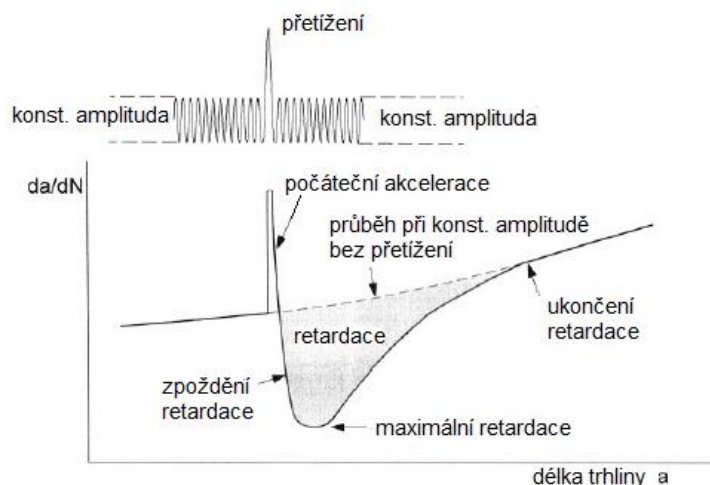
Shrnutí vlivu meze kluzu:

- čím nižší je hodnota meze kluzu tím vyšší jsou retardační účinky

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	16

3.5.3 Zpožděná retardace

Retardace vzniklá ihned po přetížení může vykazovat růst trhliny ještě před dosažením maximálního zredukování rychlosti šíření trhliny, to je názorně ilustrováno na obrázku (10). Zpožděná retardace je pozorována v několika experimentech. Pozorování však není jednoduché provést, protože k tomuto zpoždění dochází při velmi malém přírůstku délky trhliny [1].



Obr. 10 Zpožděná retardace následovaná po přetížení [1]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	17

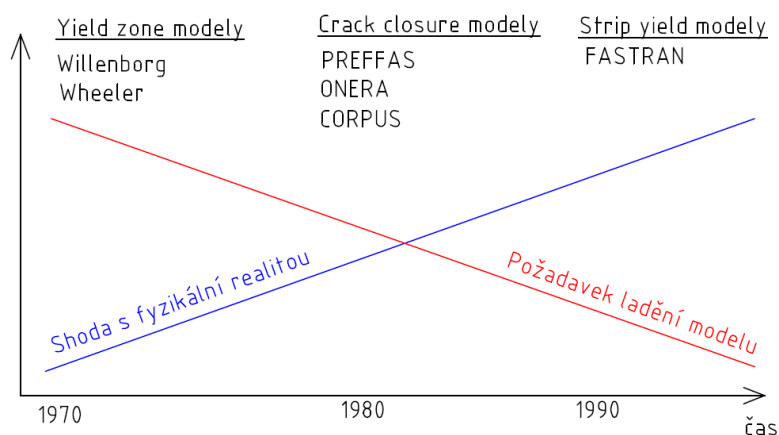
4. MODELÝ UVAŽUJÍCÍ INTERAKCI ZATĚŽOVACÍCH KMITŮ

Cílem této kapitoly je popsat typy retardačních modelů, které jsou implementovány v programu AFGROW. Příčinou vzniku a vývoje těchto modelů je zřejmý fakt a to dosáhnout méně konzervativních výsledků pro intervaly a počáteční prohlídky jako při lineárním výpočtu bez uvážení interakce kmitů a také reálnějšího popisu šíření únavových trhlin. Zatěžování leteckých konstrukcí během letového života s konstantní amplitudou zatížení neexistuje. Letecké konstrukce jsou výhradně zatěžovány s proměnnými amplitudami. Predikce modelů pro růst únavové trhliny při proměnlivé amplitudě zahrnující interakci zatížení, jsou charakteristické zahrnutím vlivu plasticity na čele trhliny. Jestliže je uzavírání trhliny uváženo, pak otázkou je, zda-li je to provedeno empirickým nebo analytickým způsobem. To vede ke třem skupinám modelů.

- Yield zone modely
- Closure modely
- Strip yield modely

Yield zone modely předpokládají interakční efekty pomocí vysokých špiček napětí jež jsou obsaženy ve spektru zatížení. Tyto špičky napětí ovlivňují velikost plastické oblasti na čele trhliny. Plasticita indukovaná uzavíráním trhliny není v yield zone modelech předpokládána. Další výzkum této problematiky měl za následek větší pochopení plasticity indukované uzavíráním trhliny. Hlavní myšlenkou pro zavedení closure modelu je vylepšit jednoduchý yield zone model. Později byly vyvinuty sofistikovanější strip yield modely za účelem vylepšit closure modely. V původních closure modelech je chování uzavírání trhliny založeno na výsledcích ze zkoušek při konstantní amplitudě zatěžování, později tyto předpoklady byly pozměněny aby odpovídali proměnlivé amplitudě zatížení. Strip yield modely obsahují analytický výpočet plasticity indukované uzavíráním trhliny. V prvních fázích použití byly predikce modelů ověřovány na trhlínách prorostených skrze tloušťku plechů a desek hliníkových slitin, později se experimenty rozvinuly i na ostatní materiály. Ve všech modelech je velikost plastické oblasti významná.

Na obrázku níže lze vidět vývoj jednotlivých modelů v závislosti na časovém období. Všechny modely jsou založeny na jednoduchých předpokladech, ale s určitými omezeními. Výsledky těchto modelů mohou být použity pouze za předpokladu dostatečné verifikace s experimentálními daty. Z obrázku může na první pohled vyplývat, že nejstarší modely typu yield zone budou oproti nejpokročilejším metodám jako strip yield méně přesné a tudíž nepoužitelné. Experimenty však dokazují, že i ty nejjednodušší modely mohou prokazovat dostatečně přesné výsledky pro určité typy spekter zatížení. Nicméně, ať už se jedná o pokročilejší modely nebo ne tak platí, že jejich výsledky musejí být nejdříve porovnány a podle potřeb vyladěny s experimentálními daty, aby byla možná jejich aplikace na dané kritické místa letecké konstrukce.



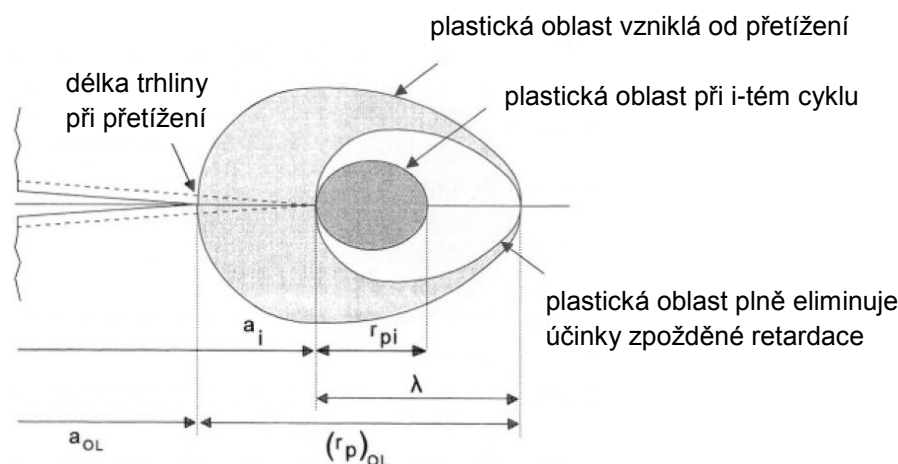
Obr. 4.1 Vývoj modelů uvažující interakci zatížení [9]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	18

4.1 Yield zone modely

Modely Yield Zone neboli modely na bázi plastické oblasti jsou jedny z nejstarších modelů pro popis retardace, byly formulovány začátkem roku 1970 Willenborgem a Wheelerem. Cílem těchto retardačních modelů je vysvětlit vliv vysokých zatížení obsažených ve spektru. Tyto modely generují zbytkovou napjatost na čele trhliny a to má zásadní vliv na zpomalování šíření únavové trhliny neboli retardaci.

Wheelerův a Willenborgův model uvažují shodnou plastickou oblast, která je naznačena na obrázku (4.2), ale jejich koncepty jsou rozdílné. V obou modelech je předpokládáno, že nově vzniklé plastické oblasti jsou vytvořeny uvnitř větší plastické oblasti způsobené přetížením. Navíc je vysoká pravděpodobnost, že nově vzniklé plastické oblasti mohou být dostatečně velké, aby mohli přesáhnout hranici plastické oblasti vzniklé při přetížení.



Obr. 4.2 Definice plastické oblasti pro modely Yield zone [1]

Willenborgův model je postaven na ne příliš správném předpokladu. Willenborg tvrdí, že zpoždění růstu trhliny po přetížení je důsledkem snížení maximálního faktoru intenzity napětí K_{max} , místo snížení efektivního rozkmitu intenzity napětí ΔK_{eff} . Z fyzikálního hlediska je tento předpoklad chybný, protože uzavírání trhliny nastává pouze v případě, je-li minimální faktor intenzity napětí $K_{min} < 0$. Z mechanického hlediska Willenborgův model nesouhlasí se současným chápáním uzavírání trhliny [1].

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	19

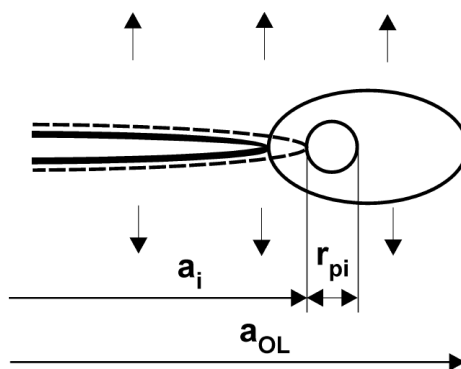
4.1.1 Wheelerův model

Wheelerův retardační model patří v současnosti k jednomu z nejvíce empirických modelů používaných v lomové mechanice uvažující vliv interakce zatížení. Wheeler definoval parametr zpoždění γ , který jen modifikuje okamžitý růst trhliny při konstantní amplitudě zatížení. Parametr zpoždění neboli “knock-down” faktor stanovuje rozdíl růstu trhliny mezi konstantní a proměnnou amplitudou zatížení při stejném rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK [1][5].

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{VA,\Delta K} = \gamma \cdot \left(\frac{da}{dN}\right)_{CA,\Delta K} \quad (4.1.1)$$

Parametr zpoždění γ je definován jako poměr mezi okamžitou velikostí plastické oblasti r_{pi} k rozdílu mezi hranicí plastické zóny od přetěžovacího kmitu a okamžitou délkou trhliny a_i . Retardační faktor je dále umocněn parametrem m , tento parametr se nazývá Wheelerův empirický parametr. Tento parametr je jedinou možnou verifikační konstantou, kterou je možno ladit analytické výpočty s reálným experimentem.

$$\gamma = \left(\frac{r_{pi}}{a_{oL} - a_i}\right)^m \quad (4.1.2)$$



Obr. 11 Wheelerův model [10]

a_i	...	okamžitá délka trhliny
a_{oL}	...	hranice plastické zóny od přetěžovacího kmitu
r_{pi}	...	okamžitá velikost plastické oblasti
r_{poL}	...	velikost plastické oblast vyvolaná přetížením

$$r_{pi} < a_{oL} - a_i: \quad \gamma_i < 1 \quad (4.1.3)$$

$$r_{pi} \geq a_{oL} - a_i: \quad \gamma_i = 1 \quad (4.1.4)$$

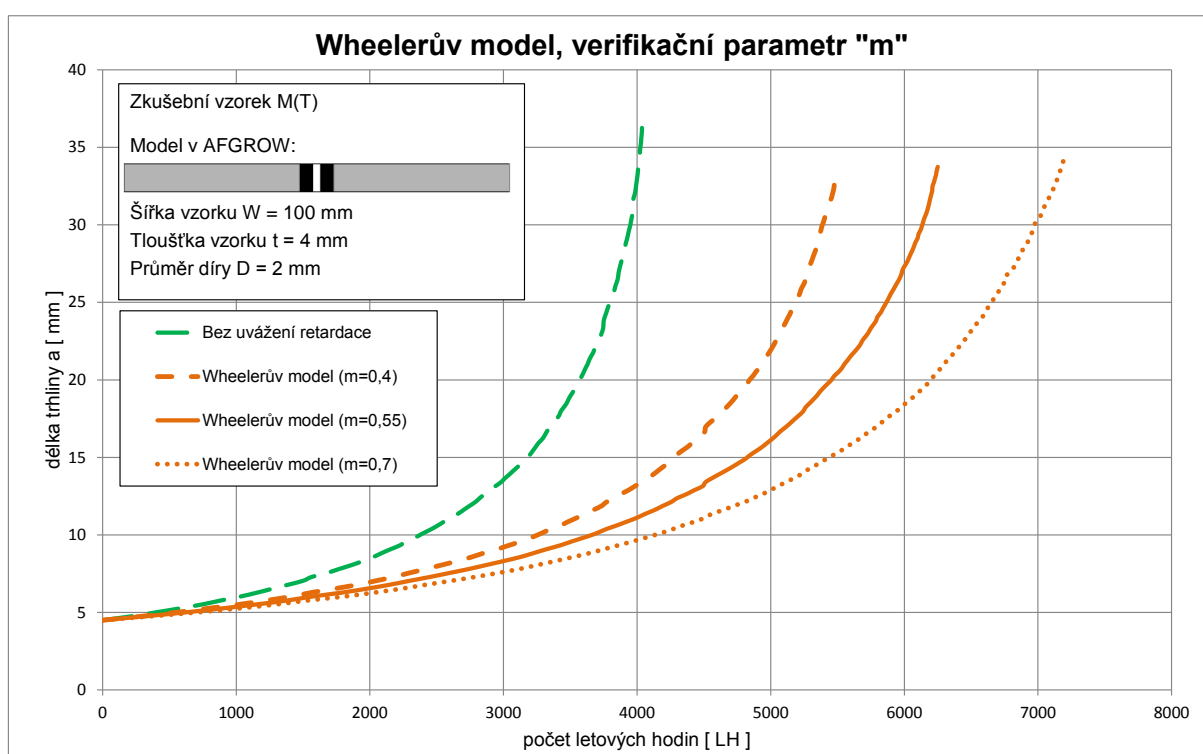
Retardace probíhá tak dlouho, dokud se okamžitá plastická oblast r_{pi} nachází uvnitř předchozí generované plastické oblasti r_{poL} . Tento předpoklad je základem modelů Yield zone.

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	20

Software AFGROW používá k určení poloměru plastické oblasti Irwinovu rovnici, která byla definována v předchozí kapitole. Index (ol) označuje stav přetížení, tento stav je změněn pokaždé když dané aplikované zatížení přesáhne předchozí maximální hodnotu zatížení nebo když okamžitá velikost plastické oblasti r_{pi} naroste více než plastická oblast vzniklá přetížením r_{POL} .

Hodnota Wheelerova exponentu m v rovnici (4.2) je stanovena na základě experimentálních dat. Tato konstanta je závislá na historii zatěžování s proměnnou amplitudou, typem materiálu, napěťových hladinách atd. Jak již bylo zmíněno výše, tento typ modelu je extrémně empirický. Empirická konstanta m je jediný možný korekční faktor, kterým lze ladit výsledky mezi reálným šířením únavové trhliny a teoretickým výpočtem. Z toho vyplývá, že bez získaných experimentálních dat je tento model zcela nepoužitelný.

Na grafu níže je zobrazena aplikace Wheelerova retardačního modelu pro srovnání s metodikou bez uvážení interakce zatěžujících kmitů. Zátěžné spektrum má průběh při variabilní amplitudě. Je zde vidět, jak obrovský vliv má Wheelerův exponent m na šíření únavové trhliny. Také to jasně dokazuje fakt, že bez experimentálních dat se vůbec nedá odhadnout jakou hodnotu exponentu m použít. Se zvyšující konstantou m dochází ke zpomalování šíření trhliny.



Obr. 12 Wheelerův retardační model při použití různých empirických parametrů

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	21

4.1.2 Zobecněný Willenborgův model

Retardační model využívající plasticitu na čele trhliny vyvinutý Willenborgem, je jeden z nejběžněji používaných modelů pro predikci růstu trhliny při proměnlivé amplitudě zatížení. Tento model je založen na rané lomové mechanice zpracované Wrightem-Pattersonem. Je založen na předpokladu, že zpožďující růst trhliny je způsoben tlakovým zbytkovým napětím, které působí na čele trhliny. Zbytkové tlakové napětí je vyvoláno elastickou oblastí, která obklopuje plastickou oblast vzniklou při přetížení. Tento model využívá efektivního napětí, to je aplikované napětí snížené o hodnotu tlakového zbytkového napětí za účelem určení faktoru intenzity napětí na čele trhliny pro následující zátěžný cyklus.

Stejně jako u Wheelerova modelu velikost retardačního faktoru souvisí s přetížením plastické oblasti. Velikost retardačního faktoru se stanovuje pomocí efektivního faktoru intenzity napětí. Efektivní faktor intenzity napětí $K_{i,eff}$, je roven rozdílu mezi okamžitým faktorem intenzity napětí K_i a zbytkovým faktorem intenzity napětí K_R [1] [5][10][13].

$$K_{max,eff} = K_{max} - K_R \quad (4.1.5)$$

$$K_{min,eff} = K_{min} - K_R \quad (4.1.6)$$

kde zbytkový součinitel intenzity napětí K_R :

$$K_R = K_R^w = K_{max,oL} \sqrt{1 - \frac{(a_i - a_{oL})}{r_{p,oL}}} - K_{max,i} \quad (4.1.7)$$

a_i	...	okamžitá délka trhliny v i-tém cyklu
a_{oL}	...	délka trhliny při přetížení
$r_{p,oL}$...	plastická oblast vyvolaná přetížením
$K_{max,oL}$...	maximální faktor intenzity napětí při přetížení
$K_{max,i}$...	maximální faktor intenzity napětí v i-tém cyklu

Z rovnice (4.1.7) vyplývá, že vliv retardace se projevuje než okamžitá plastická oblast generována čelem trhliny dosáhne hranici plastické oblasti vzniklé od přetížení. V čase, kdy rozdíl okamžité trhliny a velikosti trhliny při přetížení bude roven velikosti plastické oblasti při přetížení $a_i - a_{oL} = r_{p,oL}$ je retardace nulová.

$$R_{eff} = \frac{K_{min,eff}}{K_{max,eff}} = \frac{K_{min} - K_R}{K_{max} - K_R} \quad (4.1.8)$$

Pro i-tý zátěžný cyklus platí, že přírůstek růstu trhliny Δa_i je roven.

$$\Delta a_i = \frac{da}{dN} = f(\Delta K, R_{eff}) \quad (4.1.9)$$

Gallagherem a Hughesem je navržena empirická konstanta, která zahrnuje vliv spektra a materiálu do výpočtu.

$$K_{red} = \phi K_R^w \quad (4.1.10)$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	22

kde výraz ϕ je roven:

$$\phi = \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{K_{max}}\right)}{(SOLR - 1)} \quad (4.1.11)$$

V rovnici (4.1.11) lze vidět dvě empirické konstanty ΔK_{th} a SOLR. První konstanta ΔK_{th} je prahovou hodnotou faktoru intenzity napětí charakteristická nulovou rychlostí šíření trhliny. Druhá konstanta SOLR (Shut-off Overload Ratio) tj. poměr maximálního napětí inicializovaného od přetížení k následnému maximálnímu napětí vztaženého k zastavení růstu trhliny. Poměr SOLR je ovlivněn četností výskytu přetížení v cyklu, a také typem přetížení (tahové/tlakové) [5].

poměr přetížení při zastavení trhliny:

$$SOLR = \frac{K_{max,ol}}{K_{max}} \quad (4.1.12)$$

Ideálně by měla být hodnota SOLR pouze materiálovým parametrem, který je nezávislý na spektru nebo napěťových hladinách, avšak ne vždy to platí. V programu AFGROW je tento parametr nastaven uživatelem.

Zde jsou uvedeny běžné hodnoty SOLR pro některé typy materiálů.

- hliník SOLR = 3,0
- titan SOLR = 2,7
- ocel SOLR = 2,0

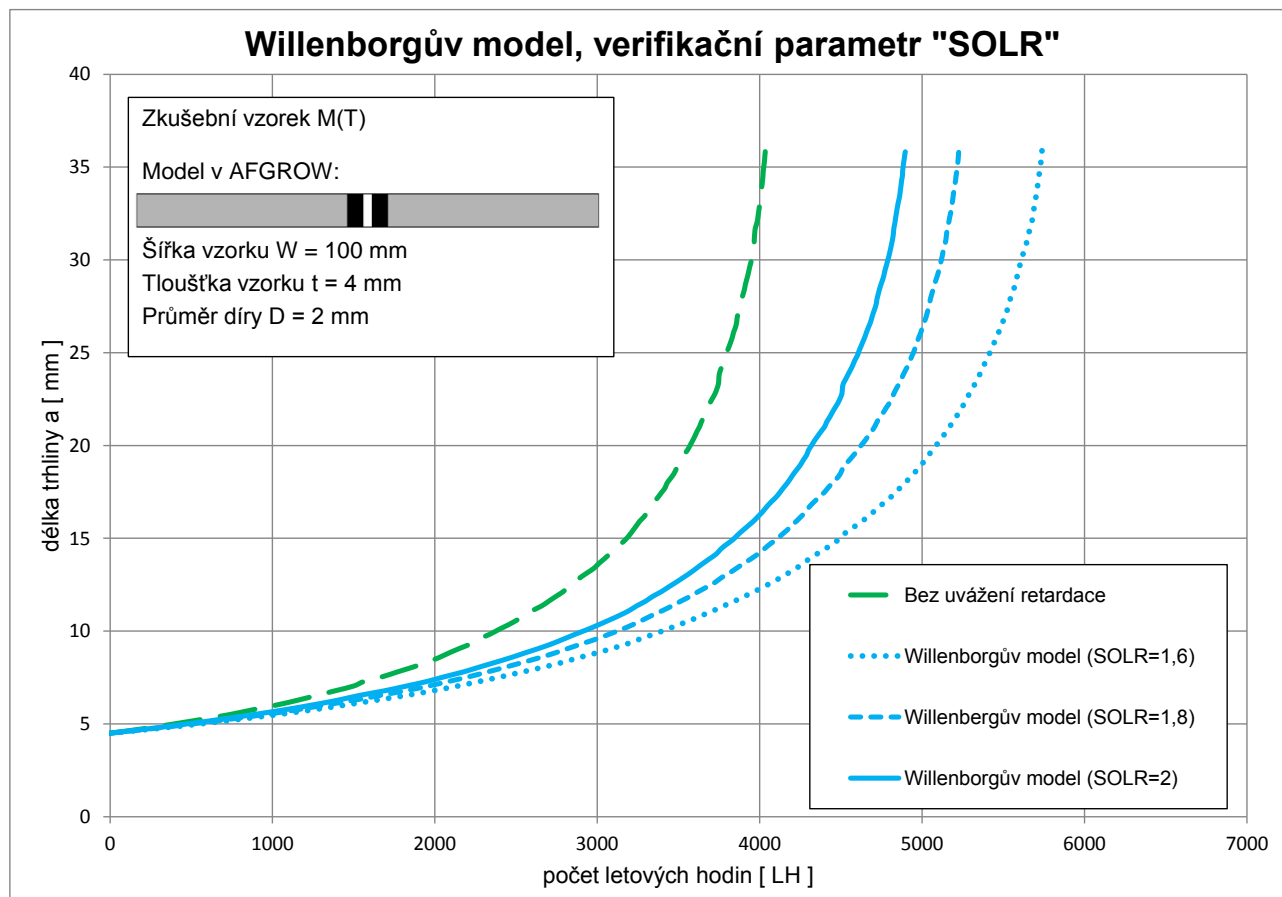
AFGROW neuvažuje v platnost záporný faktor intenzity napětí. Místo Changova akceleračního modelu AFGROW používá následující metodiku která bere do úvahy vliv tlakového napětí (zatížení). Tato metoda je přednastavena v AFGROW, uživatel však tuto možnost nemusí uvažovat.

$$r_{pol} = \left(1 - 0,9 \left| \frac{\sigma_{tlak}}{\sigma_{OL}} \right| \right) r_{pol} \quad (4.1.13)$$

Použití absolutní hodnoty z poměru tlakového napětí k napětí vzniklé od přetížení redukuje velikost okamžité plastické oblasti vzniklé od přetížení. Tato metoda nezvyšuje efektivní faktor intenzity napětí, ale pouze snižuje retardační efekt předchozího přetížení. Proto Willenborgův model, který je implementován v programu AFGROW, nikdy nemůže vést k predikci životnosti menší než životnost s neuvážením retardace.

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	23

Na následujícím obrázku je grafický příklad vlivu empirické konstanty SOLR na výslednou retardaci šíření únavové trhliny. Na příkladu lze možno pozorovat, že s vyššími hodnotami SOLR dochází ke snižování rychlosti šíření. Obdobně jako u Wheelerova modelu predikce vyžaduje experimentální data. Vyšší hodnoty konstanty SOLR snižují zbytkový součinitel intenzity napětí K_R .



Obr. 13 Willenborgův model při použití různých verifikačních parametrů "SOLR"

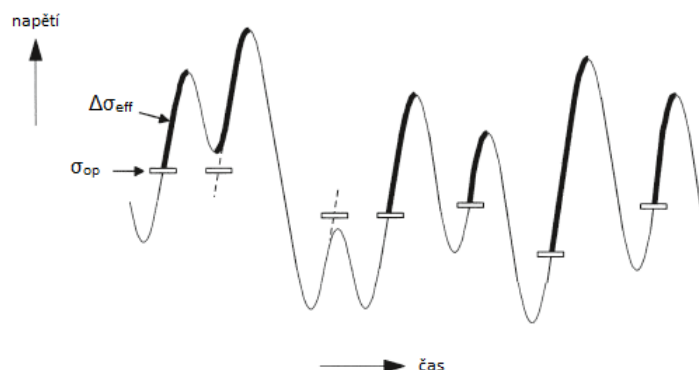
Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	24

4.2 Closure model

Closure model je principiálně jednoduchý jedno-parametrický plastický model. Tento model je vyvinut Jamesem Harterem. V podstatě jde o rozšíření konstantního closure modelu, který je originálně vyvinutý Dr. Creagerem v roce 1982, při aplikaci filosofie damage tolerance na bombardér B-2.

Closure model je založen na myšlence, že trhlina je uzavřena pokud na součást s trhlinou nepůsobí žádné vnější zatížení, ovšem určité zatížení musí působit k otevření čela trhliny. Určitá skupina vědců se domnívá, že zplastizovaný materiál v brázdě trhliny s rostoucí trhlinou působí jako klín za čelem trhliny. Tento zplastizovaný materiál je formován tlakovým napětím, které vzniká elastickým chováním materiálu obklopující plastickou brázdou a čelo trhliny. Jedna z dalších možností je, že plastická brázda je pouze povrchový jev způsobený rozdílem mezi rovinnou napjatostí na povrchu a vnitřní rovinou deformací. Zdánlivý kontakt za čelem trhliny je pouze výsledkem přírodní napěťové rovnováhy a nemá tak zásadní vliv na růstu trhliny. Nynější studie vedou k tomu, že dominantní je pouze tlakové zbytkové napětí na čele trhliny. Tlakové zbytkové napětí musí překonávat vnější tahové zatížení a zpomalovat šíření trhliny.

Closure model bere v úvahu výskyt plasticity indukovaný uzavíráním trhliny (podle Elberova mechanismu). Hodnota otevíracího napětí σ_{op} je predikována během každého cyklu historie zatížení. Okamžitá hodnota je závislá na předcházejícím šíření únavové trhliny a odpovídá plastické oblasti v brázdě únavové trhliny [1][5].



Obr. 14 Výkyvy otevíracího napětí při proměnlivé amplitudě zatížení [5]

Efektivní rozkmit napětí za cyklus je roven.

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{open} \quad (4.2.1)$$

Efektivní rozkmit napětí odpovídá efektivnímu rozkmitu faktoru intenzity napětí.

$$\Delta K_{eff,i} = K_{max} - K_{open} = \beta_i \Delta\sigma_{eff,i} \sqrt{\pi a_i} \quad (4.2.2)$$

Předpokládaný přírůstek trhliny za cyklus Δa_i je funkcí efektivního rozkmitu faktoru intenzity napětí $\Delta K_{eff,i}$.

$$\Delta a_i = \left(\frac{da}{dN} \right)_i = f(\Delta K_{eff,i}) \quad (4.2.3)$$

Zda-li je Parisova rovnice uvážena za platnou, pak jeho rovnice přechází do tvaru.

$$\Delta a_i = C (\Delta K_{eff,i})^m \quad (4.2.4)$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	25

Closure faktor C_f je definován jako poměr otevíracího napětí k maximálnímu napětí. Dále je prokázáno, že uvedený Closure faktor C_f je funkcí poměru napětí R .

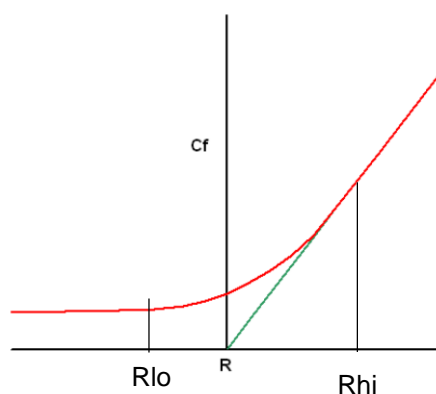
$$C_f = \frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} \quad (4.2.5)$$

Typická závislost mezi Closure faktorem C_f a koeficientem nesouměrnosti kmitu R je ilustrována na obrázku níže.

$$C_f = 1 - [(1 - C_{f0})(1 + 0,6R)(1 - R)] \quad \text{pro } R_{lo} \leq R \leq R_{hi} \quad (4.2.6)$$

$$C_f = R, \text{ pro } R > R_{hi} \quad (4.2.7)$$

$$R = R_{lo}, \text{ pro } R < R_{lo} \quad (4.2.8)$$



Obr. 15 Typická závislost mezi C_f a R [5]

R_{hi} ... je definována jako hodnota R nad kterou je trhlina vždy otevřena
 R_{lo} ... je definována jako hodnota R pod níž je closure faktor C_f konstantní

Closure model používá nastavitelný parametr C_{f0} k ladění tohoto modelu s experimentálními daty, C_{f0} je taková hodnota closure faktoru, při které $R = 0$. Typický rozsah C_{f0} se pohybuje v rozmezí 0,3 až 0,5. Ideálně by měl být tento parametr čistě materiálovou charakteristikou a nezávislý na aplikovaném spektru zatížení. Closure model podává přijatelné výsledky z většiny praktických případů, dále je uživatel podpořen ověřenými predikcemi z testových dat. Nicméně jako u ostatních modelů uvažující interakci zatížení, tak i parametr C_{f0} je chápán pouze jako verifikační parametr specifický pro Closure model.

Počáteční úroveň otevírání trhliny je zvolena uživatelem na základě výběrové možnosti. Úrovně otevírání trhliny jsou funkcí historie zatěžování. Změna těchto úrovní je způsobena přetížením, které ale není vzato v úvahu ihned po přetížení. Přetížení má lineární vzrůstající charakter dokud trhlina nepřesáhne $\frac{1}{4}$ velikosti zplastizované oblasti r_{pOL} vytvořené přetížením

Naopak tlakové napětí způsobuje okamžitou změnu úrovně uzavírání trhliny. Okamžitá změna je ve výpočtu provedena po splnění jedné z následujících dvou podmínek [5].

- maximální hodnota v okamžitém cyklu je brána jako přetížení a nově vypočtená úroveň otevírání je menší než okamžitá úroveň otevírání
- okamžitá hodnota v cyklu není brána jako přetěžující, ale otevírací úroveň je menší než okamžitá úroveň otevíracího napětí

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	26

Zatímco tahové přetížení všeobecně zvyšuje otevírací úroveň, tak naopak tlakové napětí má tendenci úroveň otevírání potlačovat. Jakmile je úroveň otevírání známa, tak efektivní rozkmit faktoru intenzity napětí je určen následovně.

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{open}, \text{ jestliže } K_{open} \geq K_{min} \quad (4.2.9)$$

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{min}, \text{ jestliže } K_{open} < K_{min} \quad (4.2.10)$$

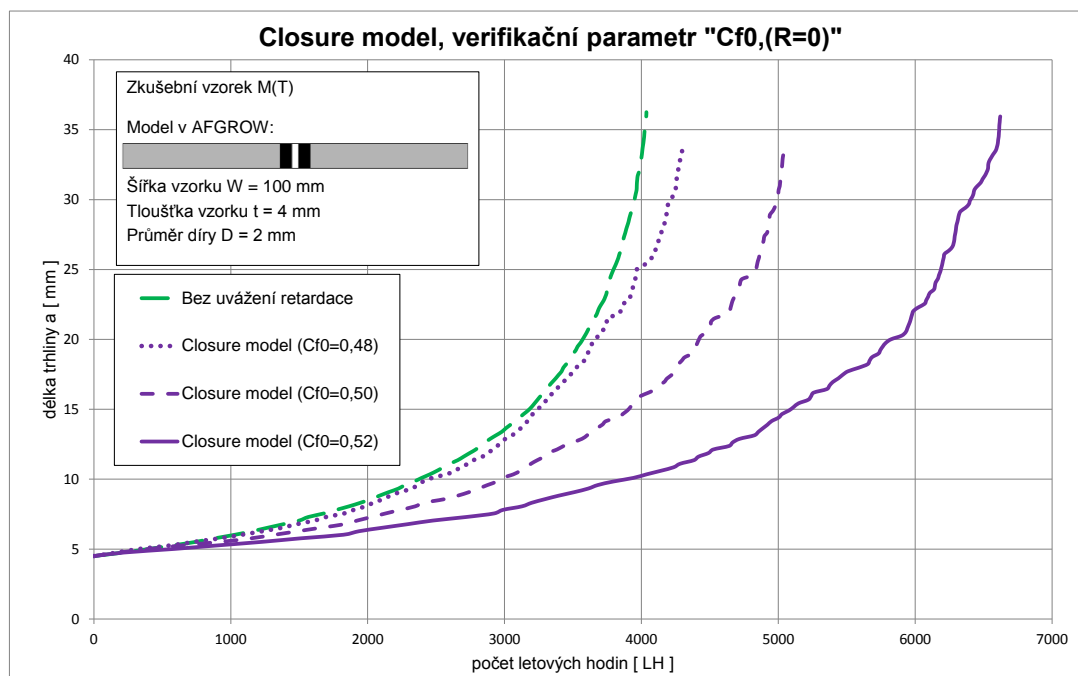
Closure model pro analýzu vyžaduje zvolit otevírací úroveň. AFGROW nabízí tři možnosti, jak nastavit počáteční otevírací úroveň.

- určení počátečního closure faktoru C_f z první hladiny ve spektru
- manuálně zadán počáteční closure faktor C_f
- manuálně zadána počáteční otevírací úroveň

Jakmile je počáteční otevírací úroveň určena, Closure model udržuje okamžitou úroveň otevírání založenou na zadavatelem definovaném spektru. Vždy když je dosaženo přetížení, tak se vypočte nový closure faktor na základě R-hodnoty pro daný cyklus. Výsledná hodnota rovnice stanovující C_f (4.2.11) může vycházet menší než poměr napětí R , v případě že C_{f0} je méně než 0,375. Za takové podmínky AFGROW nastaví bod kde daná křivka protne přímku $C_f = R$.

$$CCf = \frac{1,667}{(1 - C_{f0})} - 1,667 \quad \text{pro } R < R_{hi} \quad (4.2.11)$$

Na následujícím obrázku je ilustrace vlivu closure faktoru C_{f0} na výslednou retardaci šíření únavové trhliny. S vyššími hodnotami C_{f0} dochází ke snižování rychlosti šíření respektive je zvyšován poměr otevíracího a maximálního napětí.



Obr. 16 Closure model při použití různých verifikačních parametrů “ C_{f0} ”

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	27

4.3 Hsu model

Hsu je retardační model vyvinutý Thomasem W. Deitersem využívající efektivní napětí a uzavírací koncept. Tento model bere v úvahu jednak retardační efekty způsobené tahovým přetížením, ale také retardační efekty způsobené tlakovým přetížením. Tahové přetížení zpomaluje rychlost šíření, zatímco přetížení v tlakové oblasti má za následek urychlování růstu šíření trhliny.

Hsu proces je vytvořen za inovativních předpokladů a to kontrolou dvou zásadních vlivů, otevírající úrovně napětí a velikostí plastické oblasti. Spektrum předpokládá začátek na hladině minimálního napětí σ_{\min} a rychlost šíření je vypočtena pro napětí jdoucí od σ_{\min} do σ_{\max} . Růst šíření trhliny je projeven v první polovině zátěžného cyklu "up tick". V tomto případě pro první cyklus je vypočteno počáteční přetížení otevírajícího napětí σ_{oOL} a efektivní oblast interakce zatížení. Následná druhá polovina cyklu "down tick" nepřispívá k růstu trhliny. Následné cykly jsou podrobeny počáteční kontrole $\sigma_{\max} > \sigma_{oOL}$. Pokud tato podmínka neplatí, maximální napětí není dostatečné k otevírání trhliny a růst trhliny není uváženo. V opačném případě je na konci daného cyklu vypočtena plastická oblast při maximálním napětí σ_{\max} . Pokud je okamžitá plastická zóna menší než velikost efektivní zbytkové oblasti od interakce zatížení, růst trhliny je zpomalen (retardován) změnou minimálního napětí σ_{\min} . Pokud ne, tak efektivní zbytková oblast a otevírající napětí jsou obnoveny. Okamžité minimální napětí je kontrolováno na tlak. V případě tlaku jsou provedeny korekce pro zbytkovou efektivní oblast. Růst trhliny je stanoven pomocí minimálního efektivního napětí k určení okamžité hodnoty faktoru intenzity napětí v cyklu. Ačkoli Hsu model využívá uzavírací koncept k určení otevírajícího napětí, stále je postaven na standartních uživatelem vložených rychlostech šíření trhliny v závislosti na ΔK [5].

V případě první poloviny zátěžného cyklu a každého zaznamenaného přetížení v polovině cyklu, Hsu vypočte otevírající napětí z přetěžujícího cyklu následovně.

$$\sigma_{OPEN,OL} = \frac{\sigma_{\max}^2}{R_{p0,2}} \quad (4.3.1)$$

Následně pro polovinu cyklů bez přetížení je nastavena $\sigma_{OPEN,OL}$ jako:

$$\sigma_{OPEN,OL} = \frac{\sigma_{OL,eff}^2}{R_{p0,2}} \quad (4.3.2)$$

Kde $\sigma_{OL,eff}$ je Willenborgovo napětí, které požaduje vytvoření efektivní interakční oblasti $r_{p,eff}$ při okamžité délce trhliny.

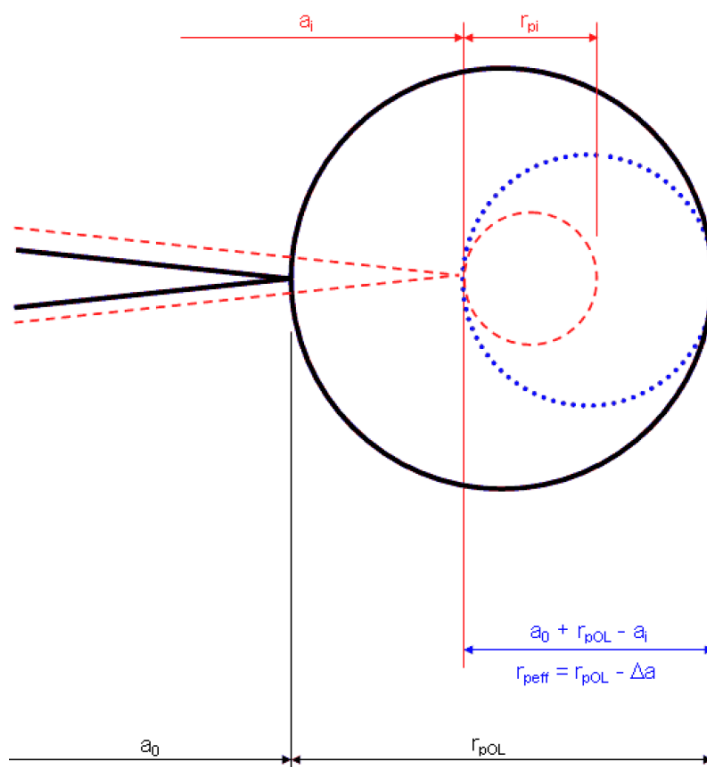
Jestliže $\sigma_{\max} \geq \sigma_{OPEN,OL}$ pak je pro růst trhliny uváženo cyklické napětí a proces pokračuje kontrolami plastické oblasti. Jestliže $\sigma_{\max} < \sigma_{OPEN,OL}$ poté cyklus zastaví růst šíření trhliny a proces pokračuje až další polovinou cyklu. Pro oba tyto případy platí, že minimální napětí je kontrolováno na tlak a vhodné korekce jsou vytvořeny pro pokrytí tlakových efektů. Proto tato kontrola prověřuje nebo kontroluje prahovou oblast. Maximální napětí σ_{\max} musí být větší než otevírající napětí vzniklé při přetížení $\sigma_{OPEN,OL}$, jinak nedochází k šíření trhliny.

$$\sigma_{OPEN,OL} = \frac{\sigma_{\max}^2}{R_{p0,2}} \Rightarrow \frac{\sigma_{open,OL}}{\sigma_{\max}} = \frac{\sigma_{\max}}{R_{p0,2}} \quad (4.3.3)$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	28

Rovnice (4.3.3) označuje takový stav, při kterém je poměr otevírajícího napětí k maximálnímu napětí shodný jako poměr maximálního napětí k mezi kluzu materiálu. V případě dopravních letounů je maximální napětí kolem 140 MPa a mez kluzu se pohybuje okolo 400 MPa, čili poměr otevírajícího napětí k maximálnímu napětí je okolo 0,333. Hsu proces zanedbává aplikované zatížení za půl cyklu jehož maximální napětí je menší než 0,333. Tento poměr je snížen za účelem odvrácení menšího počtu cyklů. Cílem tohoto zanedbání některých cyklů jen směřuje k menší časové náročnosti výpočtu[5].

Hsu model využívá koncept interakčně zatěžující oblasti založený na Irwinově modelu plastické oblasti. Kritériem k určení zdali se trhlina šíří během okamžitého cyklu je změna konstantní amplitudy. Základní rozměry interakčně zatěžující oblasti jsou znázorněny na obrázku (17).



Obr. 17 Interakčně zatížená oblast [5]

Počátečním předpokladem je, že nastane přetížení. Dle obrázku (17) při délce trhliny a_0 $K_{max,OL}$ způsobí přetížení plastické oblasti následovně.

$$r_{pOL} = \frac{1}{\alpha\pi} \left[\frac{(K_{max})_{OL}}{R_{p0,2}} \right]^2 \quad (4.3.4)$$

Další předpokladem je aplikace následné poloviny cyklu, která má za následek růst přírůstku trhliny roven Δa . Pak podle definice interakčně zatěžující oblasti je určena podle rovnice.

$$r_{p,eff} = r_{pOL} - \Delta a \quad (4.3.5)$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	29

Interakčně zatížená oblast se snižuje, jakmile se trhlina šíří dále vzhledem k a_0 . Poté plastická oblast pro okamžitou velikost trhliny a přechází do tvaru.

$$r_p = \frac{1}{\alpha\pi} \left[\frac{K_{max}}{R_{p0,2}} \right]^2 \quad (4.3.6)$$

Jestliže $r_p \geq r_{p,eff}$ tak nedochází ke zpomalování šíření a rychlost růstu trhliny odpovídá generování cyklů při konstantní amplitudě zatížení. Naopak při $r_p < r_{p,eff}$ je rychlost růstu trhliny snižována modifikací minimálního napětí za cyklus.

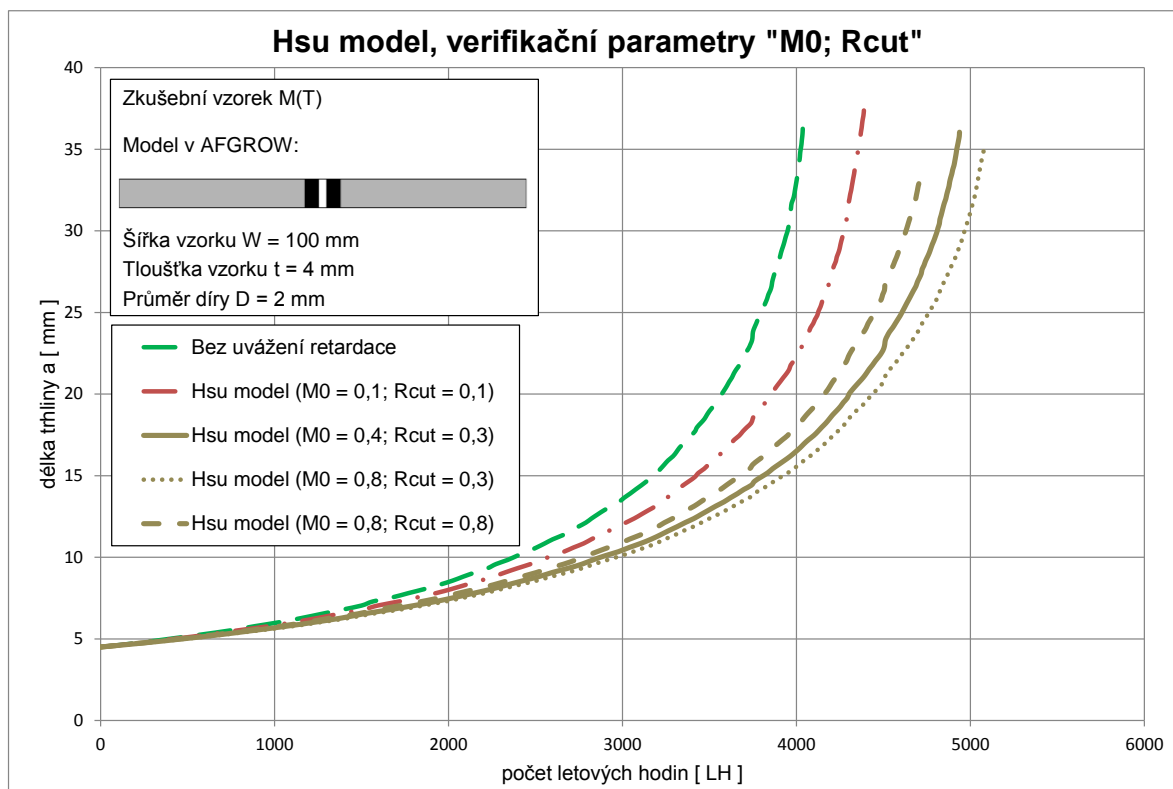
K délce trhliny a lze přiřadit faktor intenzity napětí $K_{max,eff}$ s efektivně interakční oblastí řešením následující rovnici.

$$r_{p,eff} = \frac{1}{\alpha\pi} \left[\frac{(K_{max})_{eff}}{R_{p0,2}} \right]^2 = \frac{1}{\alpha\pi} \left[\frac{(K_{OL})_{eff}}{R_{p0,2}} \right]^2 \quad (4.3.7)$$

Efektivní faktor intenzity napětí $K_{max,eff}$ je možné převést na efektivně napjatostní interakčně zatíženou oblast $\sigma_{OL,eff}$.

$$\sigma_{OL,eff} = \frac{(K_{max})_{eff}}{\sqrt{\pi a \beta}} = \frac{(K_{OL})_{eff}}{\sqrt{\pi a \beta}} \quad (4.3.8)$$

Ladící parametry retardačního modelu Hsu jsou, horní limit pro Hsu "M" (M_0) a největší napěťový poměr R_{cut} sloužící k výpočtu otevírajícího napětí.



Obr. 18 Hsu model při použití různých verifikačních parametrů "M0, Rcut"

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	30

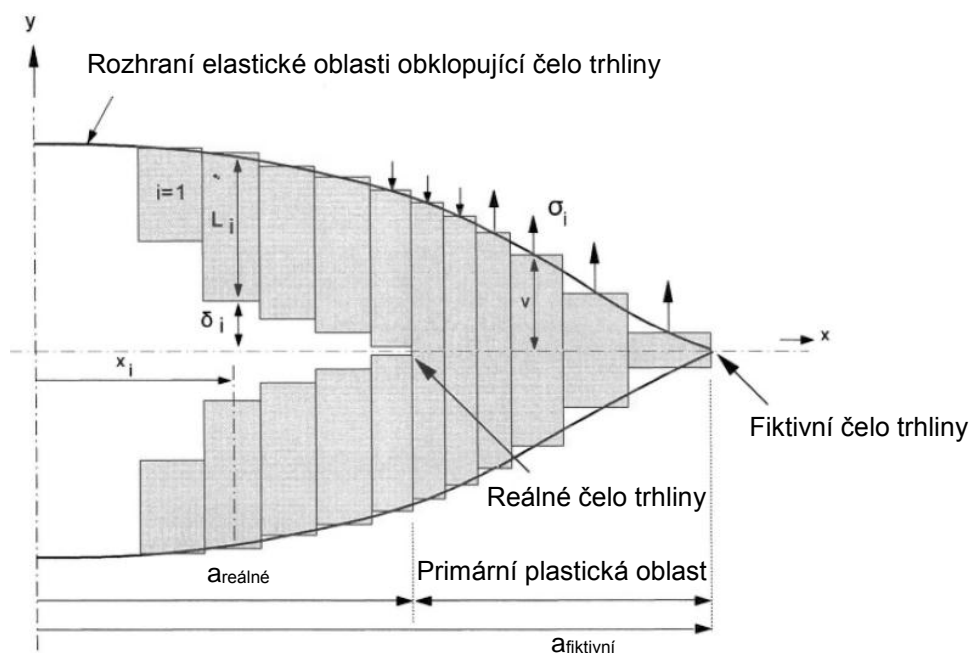
4.4 Strip Yield model

Předchozí closure model je založen na výskytu uzavírání trhliny v plastické brázdě trhliny. Předpoklady musely být provedeny, tak aby braly v úvahu uzavírání trhliny při variabilní amplitudě zatížení. Přesto closure model plastickou deformaci v plastické brázdě trhliny neuvažuje. Tato vize je zavedena až novějšími metodami konečných prvků, která utvrdila výskyt uzavírání trhliny a vliv interakce zatížení s kvalitativní shodou s empirickými výsledky. Dugdaleův strip yield model je použit pro výpočet plastické oblasti a plastického prodloužení materiálu. Tento typ práce započal Fuhrungem a Seegerem. V Dugdaleově modelu plastické oblasti se plastické deformace vyskytují uvnitř tenkého pásku neboli plastické brázdě, za předpokladu ideálně plastického chování materiálu. Plastické prodloužení elementů materiálu v plastické oblasti je vypočteno pomocí otevírající fiktivní trhliny. Otevírání trhliny závisí na aplikovaném zatížení a meze kluzu v plastické oblasti. Trhlinka prorůstající do plastické oblasti vytváří plastické pole, které může indukovat uzavírání trhliny v kladných úrovních napětí.

Kvantitativní strip yield modely jsou navrženy Dilem a Saffem, Newmanem, De Koningem, Wangem a Blomem. Jedná se o komplexní modely zahrnující vliv nelineárního chování materiálu a výskyt uzavírání a otevírání trhliny. Zpětné plastické deformace v plastické brázdě se mohou projevit po uzavření trhliny lokálně zatížené tlakem. Postupy iteračního řešení musí být použity pro výpočet napětí o v počtu elementů příslušných plastické oblasti a plastické brázdě trhliny. Přechody z rovinné deformace na rovinou napjatost jsou v Dugdaleově modelu zahrnuty se změnou meze kluzu materiálu. To vedlo k plastickému omezujícímu faktoru neboli faktoru stísnění α , který je využit k ladění modelů s experimentálními daty [1].

Zde jsou uvedena některá vylepšení ve srovnání s closure modelem:

- empirické rovnice úrovně uzavírání trhliny jsou nahrazeny výpočty otevírajícího napětí σ_{OP} jako funkcí historie předchozích plastických deformací
- predikce zpožděné retardace
- v De Koningově strip yield modelu je uvažován koncept primární a sekundární plastické oblasti, který bere do úvahy větší přírůstek trhliny Δa při vyskytujících se špičkách zatížení ve spektru
- přechody rovinné deformace a rovinné napjatosti jsou stále pokryty předpoklady



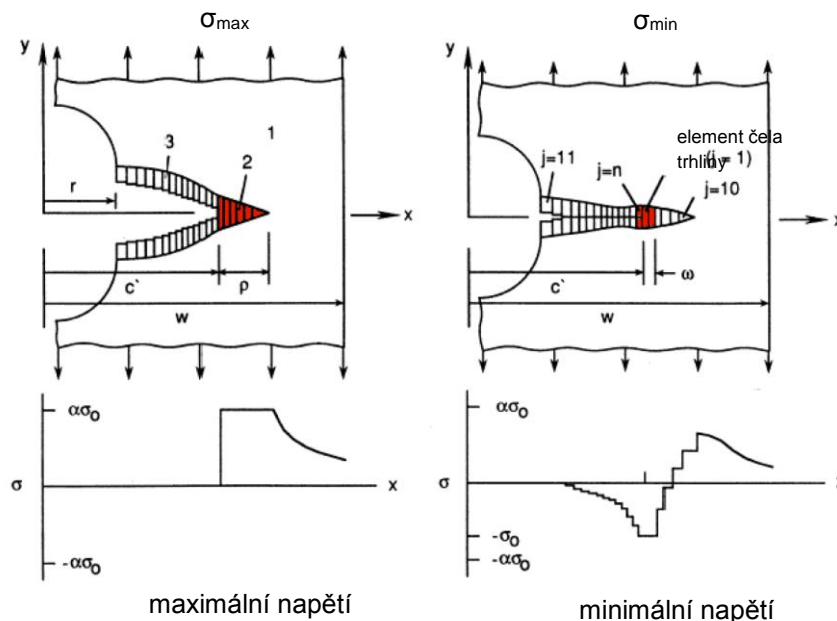
Obr. 19 Čelo trhliny ve strip yield modelu [1]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	31

4.4.1 FASTRAN model

FASTRAN je program na predikci růstu trhliny využívající koncept uzavírání trhliny vyvinutý Dr. James C. Newmanem, Jr. FASTRAN uzavírací model je založen na Dugdaleově modelu plastické oblasti, která modifikuje vratné plastické deformace na čele trhliny. Mechanismus zavírání je ilustrován na obrázku níže. Jednou z výhod je schopnost apriorní předpovědi, zatímco empirické přístupy jako např. Wheelerův model jsou schopny pouze korelovat hodnoty růstu trhliny na základě faktu.

Je-li vzorek obsahující trhlínu zatížen, materiál těsně před čelem trhliny plastizuje. Po odstranění vnějšího zatížení se v materiálu kolem čela trhliny vytváří zbytkové tlakové napětí, které je způsobeno elastickým chováním materiálu obklopující plastickou oblast. Jak trhlina prorůstá skrze zplastizovaný materiál, tak plasticky zdeformovaný materiál za čelem trhliny se chová jako klín, který vytváří předpětí na čele trhliny. Velikost tohoto předpětí je dána funkcí aplikované historie zatížení [1] [5] [14].



Obr. 20 FASTRAN uzavírací koncept [5]

Jak lze vidět, model se skládá ze tří regionů.

- region 1 - lineární elastický region
- region 2 - plastická region na čele trhliny o velikosti p
- region 3 - zbytková plastický region v plastické brázdě trhliny

Plastická oblast na čele trhliny a plastická brázda jsou rozdělena na několik elementů. V těchto elementech jsou vypočteny lokální napětí a jednotlivé posuvy daných elementů. Napětí a posuvy v každém elementu jsou funkcí napjatosti. FASTRAN využívá faktoru stísnění α k upravení napěťového toku.

- Pro rovinnou napjatost: $\alpha = 1$
- Pro rovinnou deformaci: $\alpha = 3$

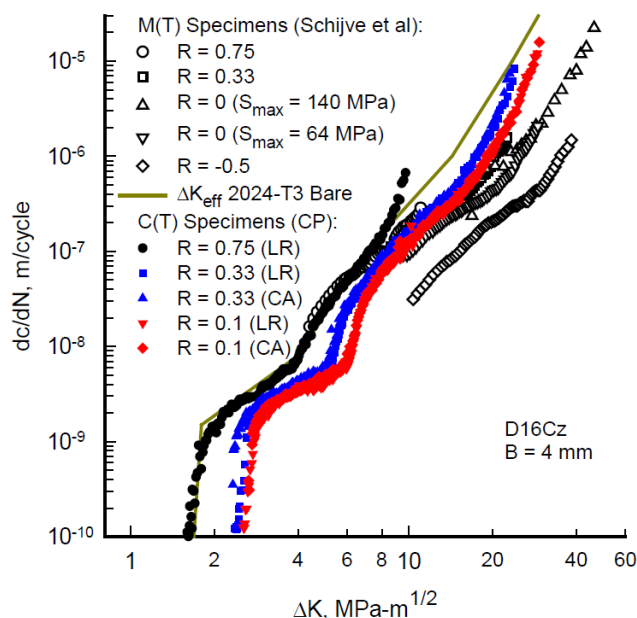
Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	32

Pro dané aplikované cyklické zatížení, délka plastické oblasti pro maximální napětí je značena jako ρ a délka zbytkového tlakového napětí před čelem trhliny při minimálním aplikovaném napětí je označena jako ω . Tento poznatek je využit pro výpočet minimálního aplikovaného napětí, které je vyžadováno k otevření čela trhliny. Toto otevírací napětí je použito k určení efektivního rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK_{eff} .

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{open}, \text{ pro } K_{open} > K_{min} \quad (4.4.1)$$

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{min}, \text{ pro } K_{open} \leq K_{min} \quad (4.4.2)$$

Data rychlosti šíření trhliny jsou dána závislostí da/dN versus ΔK . Závislost přírůstku trhliny za cykl da/dN na rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK je získána ze zkoušek rychlosti šíření únavových trhlin realizovaných při harmonickém zatěžování (sinusový tvar zatěžovacího kmitu) s konstantní amplitudou síly. Kde cyklické zatěžování zkušebních vzorků je provedeno na několika úrovních součinitelů nesouměrnosti kmitu R . Pro příklad těchto vstupních dat jež jsou nezbytnou součástí pro výpočet FASTRAN algoritmu, je zde uvedena ukázka závislosti da/dN versus ΔK . Testy při konstantní amplitudě zatížení jsou provedeny na zkušebních tělesech typu M(T) (zkušební těleso s centrálním vrubem) a C(T). Z výsledku je patrné, že v oblasti prahových hodnot se může projevit nelineární šíření trhliny.



Obr. 21 Příklad závislosti rychlosti šíření trhliny da/dN versus ΔK [6]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	33

Hlavním požadavkem pro výpočet FASTRAN modelu je použití jednotné křivky závislosti da/dN versus ΔK_{eff} . Tato křivka je získána algoritmem níže uvedený vztahů, které jsou odvozeny Newmanem z roku 1992. Cílem tohoto algoritmu je převedení jednotlivých závislosti da/dN na ΔK na různých napěťových hladinách na jednotnou závislost da/dN na ΔK_{eff} . Tato jednotná závislost je zadána do programu AFGROW. Převedení ΔK na ΔK_{eff} je založeno na výpočtu faktoru intenzity napětí K_{open} , který odpovídá takovému stavu trhliny, kdy je trhlina pouze otevírána.

Pro koeficient nesouměrnosti $R \geq 0$:

$$\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{open}}{K_{max}} = A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 \quad (4.4.3)$$

Pro koeficient nesouměrnosti $R < 0$:

$$\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{open}}{K_{max}} = A_0 + A_1 R \quad (4.4.4)$$

$$\sigma_{open} = \sigma_{min}, K_{open} = K_{min} \quad \text{jestliže: } \frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}; \frac{K_{open}}{K_{max}} < R \quad (4.4.5)$$

$$\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{open}}{K_{max}} = 0 \quad \text{jestliže poměr mezi } \frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}; \frac{K_{open}}{K_{max}} \text{ je záporný} \quad (4.4.6)$$

Koeficient nesouměrnosti R :

$$R = \frac{K_{min}}{K_{max}} = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (4.4.7)$$

Kde koeficienty A_i jsou funkcí faktoru stlačení α a poměru maximálního zatížení k napěťovému toku.

$$A_0 = (0,825 - 0,34\alpha + 0,05\alpha^2) \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi\sigma_{max}\beta}{2\sigma_{flow}}\right) \right]^{\frac{1}{\alpha}} \quad (4.4.8)$$

$$A_1 = (0,415 - 0,071\alpha) \frac{\sigma_{max}\beta}{\sigma_{flow}} \quad (4.4.9)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad (4.4.10)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \quad (4.4.11)$$

Kde β bere do úvahy vliv geometrie konečné šířky daného zkušební vzorku.

Rovnice uvedeny výše jsou platné pouze za předpokladu, je-li maximální aplikované napětí menší než 80 % napěťového toku σ_{flow} .

$$\sigma_{max} < 0,8 \cdot \sigma_{flow} \quad (4.4.12)$$

Napěťový tok je definován jako průměrná hodnota smluvní meze kluzu a smluvní meze pevnosti v tahu.

$$\sigma_{flow} = \frac{R_{p,0.2} + R_m}{2} \quad (4.4.13)$$

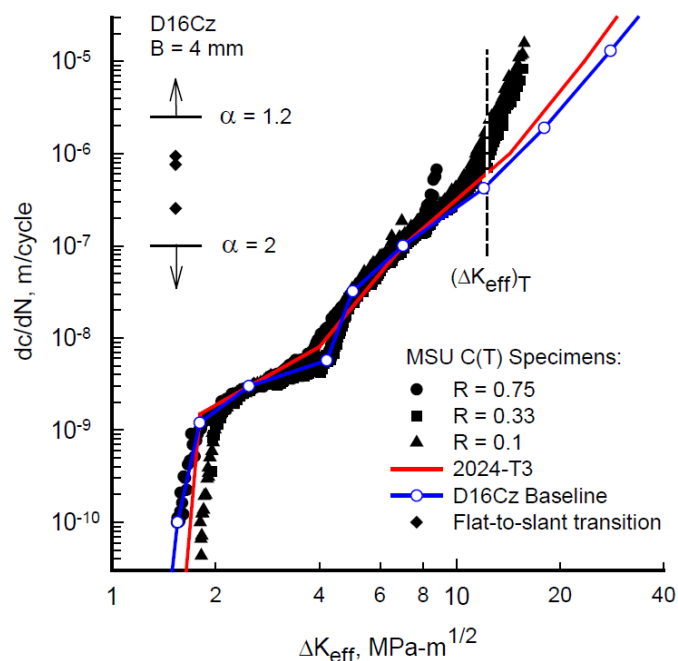
Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	34

Rozkmit efektivního faktoru intenzity napětí je stanoven dle rovnice:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{open} = \sigma_{max} - \sigma_{open} \quad (4.4.14)$$

Cílem je najít hodnotu faktoru stísnění α , která je výsledkem jednotné křivky závislosti da/dN na ΔK_{eff} , pro všechny použité úrovně součinitelů nesouměrnosti kmitu R . Dosavadní metodika pro nalezení faktoru stísnění α je jednoduše řečeno „pokus-omyl“, dokud všechny součinitele nesouměrnosti R nesplynou do jediné křivky. Větší přiblížení podstaty této metody je vystiženo na následujícím obrázku.

Rychlost šíření trhlin nemusí splynout v jednu křivku v oblasti prahových hodnot, kvůli mnoha ovlivňujícím faktorům jako jsou úlomky oxidů, drsnost povrchu a vlivu snížení zatížení. Snížení zatížení se běžně používá při testech rychlosti šíření trhliny za účelem stanovení prahových hodnot ΔK_{th} .



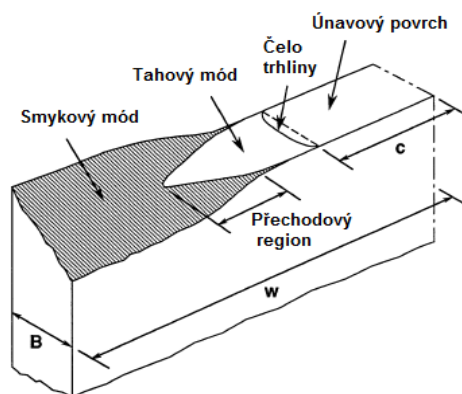
Obr. 22 Příklad jednotné závislosti rychlosti šíření trhliny da/dN versus ΔK_{eff} [6]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	35

Velikost plastické oblasti na čele trhliny je zvětšována jakmile se trhlina šíří v materiálu pod cyklickým zatěžováním. Při nižších hodnotách faktoru intenzity napětí by měli převažovat podmínky rovinné napjatosti, avšak na úkor zvětšování velikosti plastické oblasti ve srovnání s tloušťkou materiálu, lze očekávat výskyt ztrátového omezujícího režimu. FASTRAN model umožňuje modelovat ztrátový omezující režim při šíření únavové trhliny. Tento ztrátový režim znamená přechod čela trhliny z tahového módu (převažující rovinná napjatost) na smykový mód (převažující rovinnou napjatost). Schijve dokázal že výskyt přechodového stavu se projevuje téměř na stejných rychlostech šíření trhliny přes širokou škálu poměrů napětí R pro hliníkové slitiny. Newman vyvinul vztah pro predikci přechodu z rovinného na šikmé šíření trhliny. Efektivní hodnota přechodu faktoru intenzity napětí je dána výrazem (4.4.15).

$$(\Delta K_{eff})_T = 0,5 \cdot \sigma_{flow} \cdot \sqrt{t} \quad (4.4.15)$$

Kde σ_{flow} je napěťový tok a t je tloušťka materiálu. Rozsah ztrátového omezujícího režimu z hlediska rychlosti šíření nebo ΔK_{eff} je funkcí tloušťky materiálu. Newmanův aproximační vztah je v současnosti stále vyvíjen. Metody pokus-omyl jsou v současnosti používány ke stanovení ztrátového omezujícího režimu pro konkrétní typ a tloušťku materiálu.



Obr. 23 Přechod z tahového do smykového módu [11]

Přechod lomové plochy z plochého do šikmého lomu je zohledněn faktorem stísnění α . Hraniční hodnoty začátku a konce přechodu jsou zvoleny uživatelem. Mezi těmito hranicemi jsou poté lineární interpolací získány hodnoty faktoru stísnění α .

$$\frac{da}{dN} \leq \left(\frac{da}{dN} \right)_{start\ přechodu} \rightarrow \alpha = (\alpha)_{tahový\ mód}$$

$$\frac{da}{dN} \geq \left(\frac{da}{dN} \right)_{konec\ přechodu} \rightarrow \alpha = (\alpha)_{smykový\ mód}$$

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_{start\ přechodu} \geq \frac{da}{dN} \geq \left(\frac{da}{dN} \right)_{konec\ přechodu}$$

Lineární interpolace faktoru stísnění α mezi hraničními hodnotami přechodového stavu.

$$\alpha = (\alpha)_{smykový\ mód} \left[\frac{\log \left(\frac{da}{dN} \right)_{konec\ přechodu} - \log \frac{da}{dN}}{\log \left(\frac{da}{dN} \right)_{konec\ přechodu} - \log \left(\frac{da}{dN} \right)_{start\ přechodu}} \right] + (\alpha)_{tahový\ mód} \left[\frac{\log \frac{da}{dN} - \log \left(\frac{da}{dN} \right)_{start\ přechodu}}{\log \left(\frac{da}{dN} \right)_{konec\ přechodu} - \log \left(\frac{da}{dN} \right)_{start\ přechodu}} \right]$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	36

4.5 Shrnutí modelů

Plasticita indukovaná uzavíráním trhliny je významný fenomén, který vysvětluje vliv interakce zatěžujících kmitů. Experimenty provedené při proměnlivé amplitudě zatížení jsou nezbytným podkladem k většímu pochopení těchto efektů. Významný vliv interakčních efektů se vyskytuje během růstu trhliny při proměnlivé amplitudě zatížení. To znamená, že rychlost šíření trhliny (da/dN) v cyklu je závislá na historii zatěžování. Větší interakční efekty se vyskytují v materiálech s tenčí tloušťkou a relativně nízkou mezí kluzu, při těchto podmínkách je rozsah plastické oblasti na čele trhliny větší.

Yield zone modely mohou predikovat retardaci jenom v případě, jeli parametr zpoždění $\gamma < 1$. Tyto modely velikost retardačního faktoru souvisí pouze s přetížením plastické oblasti. V těchto modelech není uvažována akcelerace šíření únavové trhliny. Ihned po přetížení se projevuje maximální vliv retardace, pozdější retardace v těchto modelech není predikována. Plasticita indukovaná uzavíráním trhliny není uvažována. **Closure retardační model** uvažuje výskyt plasticity indukovaný uzavíráním trhliny a zavádí podrobnější popis šíření trhliny vlivem efektivního rozkmitu intenzity napětí, tj. už vyřazuje ty kmitu které nepřispívají k šíření trhliny. **Hsu model** bere v úvahu jednak retardační efekty způsobené tahovým i tlakovým přetížením, respektive zahrnuje vliv retardace i akcelerace. **FASTRAN model** využívá koncept uzavírání trhliny, jedná se v současnosti o nejlepší popis fyzikální podstaty retardačních efektů. Jako jediný model je závislý na mezi pevnosti a mezi kluzu materiálu, nicméně ani tento model není nezávislý na experimentálních datech.

Bez řádné verifikace nelze aplikovat žádný z těchto retardačních modelů na damage tolerance analýzu. Pro verifikaci jsou použity všechny popsané retardační modely.

Tab 2 Shrnutí retardačních modelů

Model	Vztato v úvahu zavírání trhliny	Určení zavírání trhliny
Yield zone	NE	-
Crack closure	ANO	Empiricky
Hsu	ANO	Empiricky
Strip yield	ANO	Analyticky

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	37

5. ZKOUŠKY ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY PŘI KONSTANTNÍ AMPLITUDĚ

Cílem zkoušek je stanovit křivku závislosti rychlosti šíření únavové trhliny na rozkmitu faktoru intenzity napětí da/dN vs. ΔK , při zatěžování s konstantní amplitudou síly na různých hladinách součinitelů nesouměrnosti zatěžovacího kmitu R . Zkoušky šíření trhlín za konstantní amplitudy byly zrealizovány ve Výzkumném a zkušebním leteckém ústavu, a. s., zkráceně VZLU a.s. Z těchto materiálových zkoušek jsou převzaty pouze naměřené údaje z průběhu zkoušky a to konkrétně závislosti délek trhlín na počtu cyklů. V této práci tyto naměřené hodnoty nejsou publikovány. Experimentální data jsou vyhodnocena v souladu s normou ASTM E 647 a požadavky materiálové databáze MMPDS.[16]

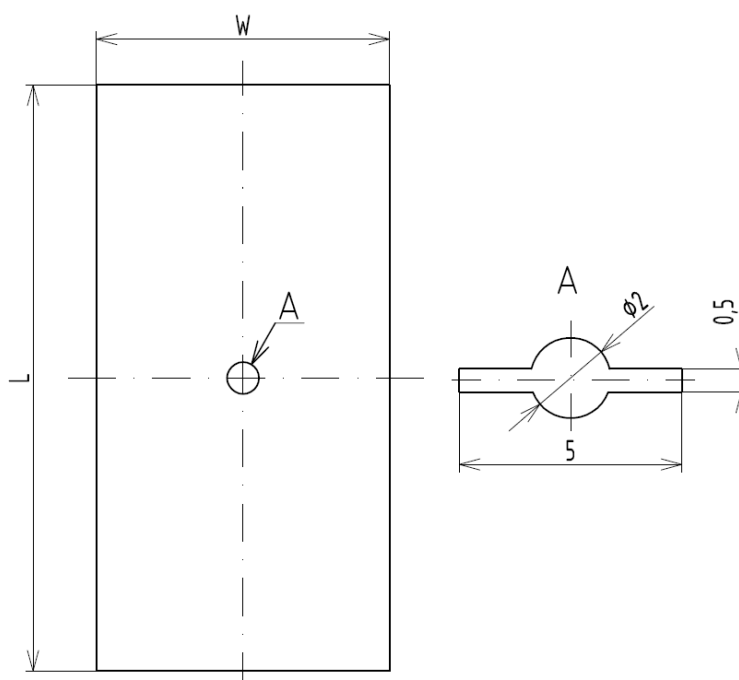
Z těchto naměřených závislostí, tj. počet kmitů na délce trhliny jsou vypočteny materiálové charakteristiky respektive závislost rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK na rychlosti šíření trhliny da/dN . Tyto data jsou základem pro výpočet Fastran algoritmu. Jak již bylo zmíněno v předchozích částech, hlavním cílem Fastran algoritmu je převedení závislostí ΔK versus da/dN na jednoduchou závislost ΔK_{eff} versus da/dN .

Závislosti délek trhlín na počtu kmitů jsou dostupné pro dva typy materiálů a to konkrétně:

- 2124-T851
- 7475-T7351

5.1 Charakteristika zkušebních těles

Jedná se o plochá tělesa typu M(T) s centrálním vrubem. Ve zkušebních tělesech je vyvrtán otvor o průměru 2 mm a oboustranně vyjiskřený vrub kolmo na podélnou osu z důvodu urychlení iniciace únavové trhliny. Výkres zkušebního tělesa je uveden na obrázku níže, rozměry vzorku jsou shodné pro oba typy materiálů.



Obr. 24 Geometrie zkušebního tělesa typu M(T) pro zkoušku šíření únavové trhliny [16]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	38

Celkově je použito 6 zkušebních vzorků pro materiál 2124-T851 a 8 vzorků pro materiál 7475-T7351.

Tab 3 Rozměrové charakteristiky zkušebních těles a hladiny napětí, materiál 2124-T851 [16]

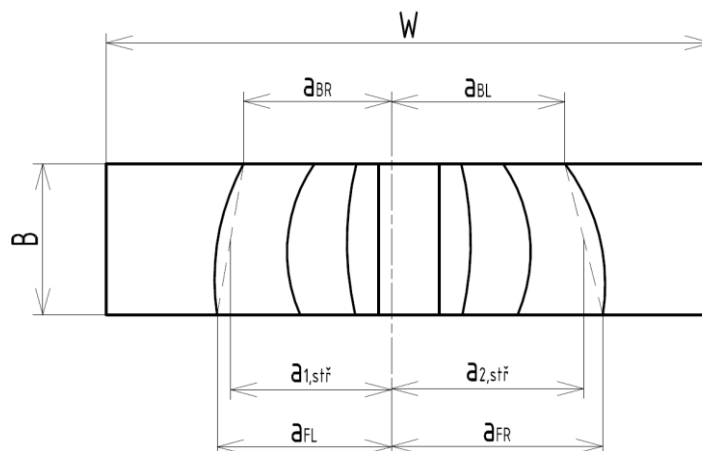
Označení vzorku	B [mm]	W [mm]	R [1]
2121-1	7,89	99,87	0,05
2124-2	7,92	100,09	0,05
2121-3	7,96	100,01	0,2
2124-4	7,96	100,05	0,2
2121-5	7,97	100,12	0,6
2124-6	7,98	100,03	0,6

Tab 4 Rozměrové charakteristiky zkušebních těles a hladiny napětí, materiál 7475-T7351 [17]

Označení vzorku	B [mm]	W [mm]	R [1]
7475-1	7,92	100,12	0,02
7475-2	7,88	100,07	0,02
7475-3	7,79	100,11	0,02
7475-4	7,89	100,06	0,2
7475-5	7,85	100,05	0,2
7475-6	7,92	100,10	0,6
7475-7	7,86	100,08	0,6
7475-8	7,90	100,06	0,6

5.2 Metodika vyhodnocení experimentálních dat

Cílem vyhodnocení zkoušek je určit závislost rychlosti šíření únavové trhliny da/dN na hodnotě rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK .



Obr. 25 Definice popisů délek trhlín [16]

kde:

- a_{FL} ... délka přední levé trhliny
- a_{BR} ... délka zadní pravé trhliny
- a_{FR} ... délka přední pravé trhliny
- a_{BL} ... délka zadní levé trhliny

Naměřená data délky trhlín v závislosti na počtu kmitů pro jednotlivé trhlíny (přední pravá, přední levá, zadní pravá a zadní levá) jsou zaznamenávány při náhodném počtu kmitů. Proto v první fázi výpočtu bylo nutné sjednotit jednotlivé délky trhlín na stejných počtech kmitů. Délky trhlín byly lineárně interpolovány mezi jednotlivými hodnotami kmitů odpovídající primárně zvolenému počtu kmitů. Primární hodnotou pro všechny vzorky je vždy volena přední pravá trhlina a jí odpovídající počet kmitů.

Jakmile jsou délky jednotlivých trhlín závislé na stejných hodnotách počtu kmitů, tak poté dalším krokem je výpočet průměrné hodnoty pro délku trhlíny levou a pravou od osy vzorku.

Pro levou stranu od osy vzorku:

$$a_{1,průměr} = \frac{(a_{FL,i} + a_{BR,i})}{2} \quad (5.2.1)$$

Pro pravou stranu od osy vzorku:

$$a_{2,průměr} = \frac{(a_{FR,j} + a_{BL,j})}{2} \quad (5.2.2)$$

Následně je vypočtena střední hodnota pro trhlínu pravou a levou od osy vzorku.

Pro levou stranu od osy vzorku:

$$a_{1,stř} = \frac{(a_{1,průměr,i} + a_{1,průměr,i+1})}{2} \quad (5.2.3)$$

Pro pravou stranu od osy vzorku:

$$a_{2,stř} = \frac{(a_{2,průměr,j} + a_{2,průměr,j+1})}{2} \quad (5.2.4)$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	40

Rozkmit faktoru intenzity napětí ΔK je vypočten pro jednotlivé trhliny separátně.

$$\Delta K_{FL} = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_{FL,stř}} \cdot \beta_{LEFT} \quad (5.2.5)$$

$$\Delta K_{BR} = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_{BR,stř}} \cdot \beta_{LEFT} \quad (5.2.6)$$

$$\Delta K_{FR} = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_{FR,stř}} \cdot \beta_{RIGHT} \quad (5.2.7)$$

$$\Delta K_{BL} = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_{BL,stř}} \cdot \beta_{RIGHT} \quad (5.2.8)$$

kde:

$$a_{FL,stř} = \frac{(a_{FL,i} + a_{FL,i+1})}{2} \quad (5.2.9)$$

$$a_{BR,stř} = \frac{(a_{BR,i} + a_{BR,i+1})}{2} \quad (5.2.10)$$

$$a_{FR,stř} = \frac{(a_{FR,i} + a_{FR,i+1})}{2} \quad (5.2.11)$$

$$a_{BL,stř} = \frac{(a_{BL,i} + a_{BL,i+1})}{2} \quad (5.2.12)$$

Rychlost šíření je vypočtena pro jednotlivé trhliny opět z důvodu asymetrie šíření separátně.

$$v_{FL} = \frac{da_{FL}}{dN} = \frac{(a_{FL,j+1} - a_{FL,j})}{(N_{primární,j+1} - N_{primární,j})} \quad (5.2.13)$$

$$v_{BR} = \frac{da_{BR}}{dN} = \frac{(a_{BR,j+1} - a_{BR,j})}{(N_{primární,j+1} - N_{primární,j})} \quad (5.2.14)$$

$$v_{FR} = \frac{da_{FR}}{dN} = \frac{(a_{FR,j+1} - a_{FR,j})}{(N_{primární,j+1} - N_{primární,j})} \quad (5.2.15)$$

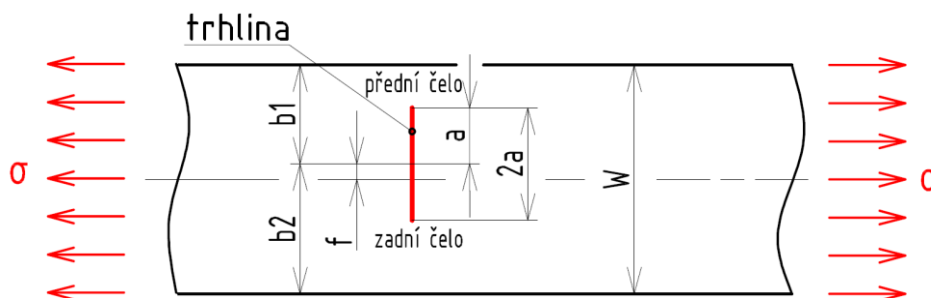
$$v_{BL} = \frac{da_{BL}}{dN} = \frac{(a_{BL,j+1} - a_{BL,j})}{(N_{primární,j+1} - N_{primární,j})} \quad (5.2.16)$$

Tato metodika je použita pro výpočet závislosti rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK v závislosti na rychlosti šíření da/dN pro materiál 2124-T851 a 7475-T7351.

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	41

5.3 Stanovení tvarové funkce β

Korekční faktor je stanoven dle dostupné literatury [8]. Přesněji se jedná o Isidovu korekci. Tato korekce přiřazuje tvarovou funkci β jako numerické hodnoty jednotlivým čelům trhliny v závislosti na jejich délce. Isidova korekce vystihuje vliv asymetrického šíření trhliny, ke kterému dochází během šíření. Délky trhlín se během šíření mohou vzájemně předbíhat. Pro popis asymetrickému šíření je zaveden popis jednotlivých čel trhlín a to pro trhlínu blíže okraji "přední čelo trhliny" oproti čelu trhliny dále od okraje vzorku "zadní čelo trhliny".



Obr. 26 Geometrický popis parametrů s uvažováním asymetrie trhliny [8]

Numerické hodnoty korekčního faktoru β jsou funkcí parametrů δ a λ , které se mění během šíření únavové trhliny. Tabelárně zpracované numerické hodnoty jsou zobrazeny níže.

parametr δ :

$$\delta = \frac{f}{W/2} \quad (5.3.1)$$

parametr λ :

$$\lambda = \frac{a}{b_1} \quad (5.3.2)$$

kde excentricita trhliny f :

$$f = a_{1,stř} - a \quad (5.3.3)$$

$$a = \frac{(a_{1,stř} + a_{2,stř})}{2} \quad (5.3.4)$$

$$b_1 = \left(\frac{b}{2} - f\right) \quad (5.3.5)$$

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	42

Pro přesnější popis tvarové funkce β je ve výpočtech zavedena lineární interpolace mezi jednotlivými tabelárně zpracovanými hodnotami δ a λ , konkrétně po jedné setině (0,01).

Tab 5 Korekční faktor $\beta=f(\delta, \lambda)$ pro přední čelo trhliny [8]

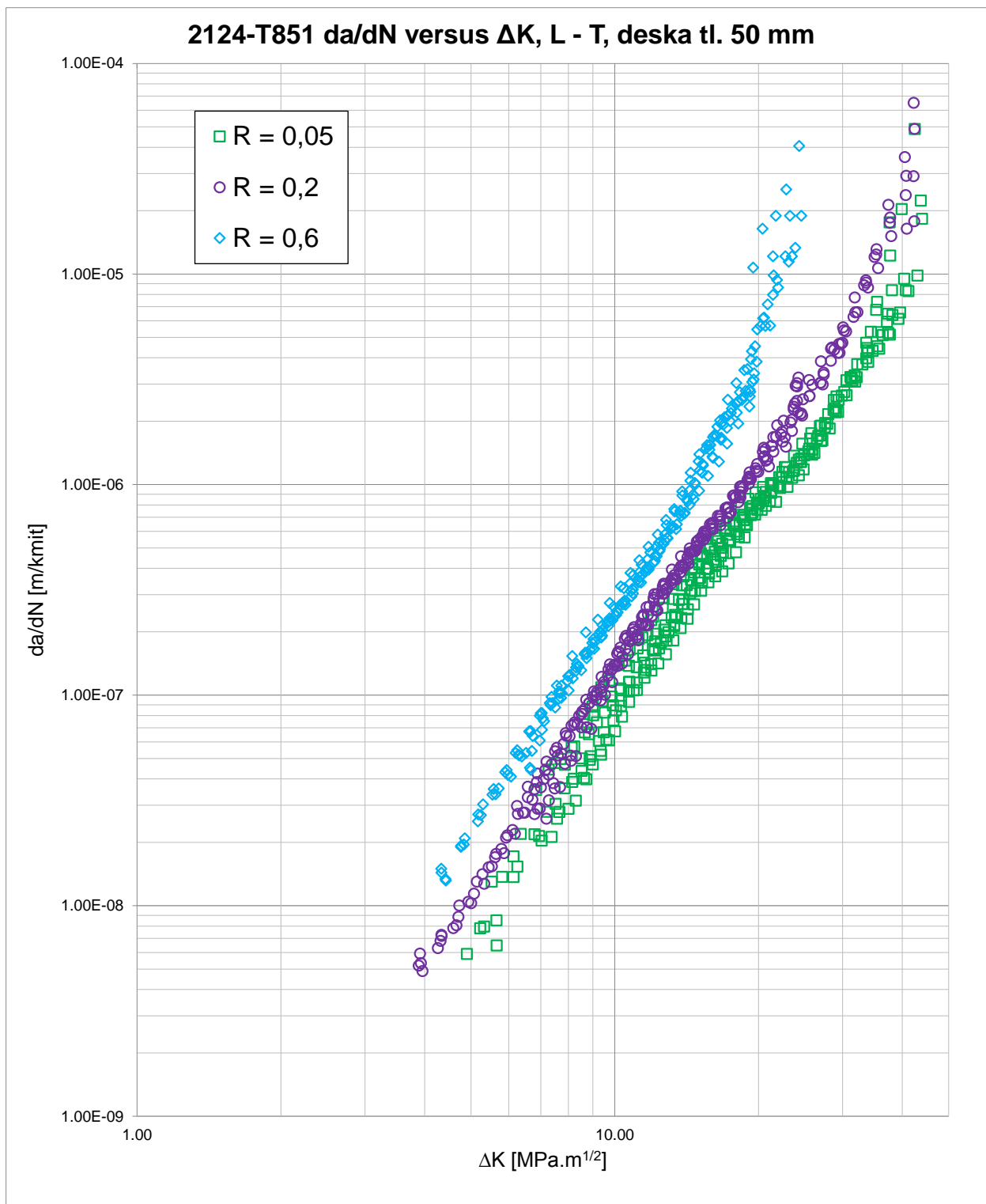
λ δ	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9
0	1.0060	1.0246	1.0577	1.1094	1.1867	1.3033	1.4881	1.8110	2.4700
0.02	1.0058	1.0239	1.0564	1.1073	1.1837	1.2994	1.4832	1.8060	2.4700
0.04	1.0056	1.0234	1.0553	1.1056	1.1814	1.2965	1.4799	1.8040	2.4800
0.06	1.0055	1.0229	1.0544	1.1042	1.1795	1.2943	1.4777	1.8030	2.4900
0.08	1.0054	1.0225	1.0537	1.1031	1.1781	1.2927	1.4764	1.8040	2.5000
0.1	1.0053	1.0222	1.0530	1.1022	1.1770	1.2916	1.4758	1.8050	2.5100
0.2	1.0050	1.0212	1.0513	1.0999	1.1745	1.2898	1.4765	1.8140	2.5400
0.3	1.0049	1.0208	1.0507	1.0989	1.1732	1.2881	1.4743	1.8100	2.5400
0.4	1.0048	1.0205	1.0497	1.0969	1.1695	1.2812	1.4614	1.7840	2.4700
0.5	1.0046	1.0197	1.0476	1.0926	1.1613	1.2664	1.4344	1.7320	2.3600
0.6	1.0043	1.0183	1.0442	1.0855	1.1483	1.2436	1.3943	1.6570	2.2000
0.7	1.0039	1.0164	1.0395	1.0762	1.1316	1.2152	1.3460	1.5720	2.0300
0.8	1.0034	1.0142	1.0341	1.0659	1.1136	1.1854	1.2972	1.4890	1.8800
0.9	1.0029	1.0122	1.0295	1.0569	1.0985	1.1608	1.2583	1.4260	1.7700
1	1.0026	1.0112	1.0272	1.0528	1.0915	1.1497	1.2407	1.3970	1.7200

Tab 6 Korekční faktor $\beta=f(\delta, \lambda)$ pro zadní čelo trhliny [8]

λ δ	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9
0	1.0060	1.0246	1.0577	1.1094	1.1867	1.3033	1.4881	1.8110	2.4700
0.02	1.0057	1.0234	1.0544	1.1021	1.1724	1.2759	1.4342	1.6950	2.1800
0.04	1.0055	1.0223	1.0516	1.0959	1.1602	1.2531	1.3910	1.6080	1.9800
0.06	1.0053	1.0214	1.0491	1.0906	1.1500	1.2341	1.3562	1.5420	1.8500
0.08	1.0052	1.0206	1.0470	1.0861	1.1413	1.2184	1.3280	1.4900	1.7500
0.1	1.0050	1.0199	1.0452	1.0823	1.1340	1.2053	1.3051	1.4500	1.6700
0.2	1.0046	1.0179	1.0399	1.0709	1.1127	1.1680	1.2426	1.3480	1.5100
0.3	1.0045	1.0172	1.0380	1.0672	1.1058	1.1565	1.2249	1.3240	1.4800
0.4	1.0044	1.0170	1.0374	1.0660	1.1040	1.1540	1.2218	1.3210	1.4800
0.5	1.0042	1.0165	1.0364	1.0645	1.1018	1.1510	1.2177	1.3150	1.4700
0.6	1.0040	1.0155	1.0343	1.0608	1.0960	1.1424	1.2047	1.2940	1.4400
0.7	1.0036	1.0139	1.0309	1.0546	1.0860	1.1269	1.1813	1.2580	1.3800
0.8	1.0031	1.0120	1.0264	1.0465	1.0729	1.1068	1.1511	1.2120	1.3100
0.9	1.0026	1.0101	1.0222	1.0388	1.0603	1.0876	1.1227	1.1700	1.2400
1	1.0024	1.0092	1.0201	1.0349	1.0540	1.0779	1.1084	1.1490	1.2100

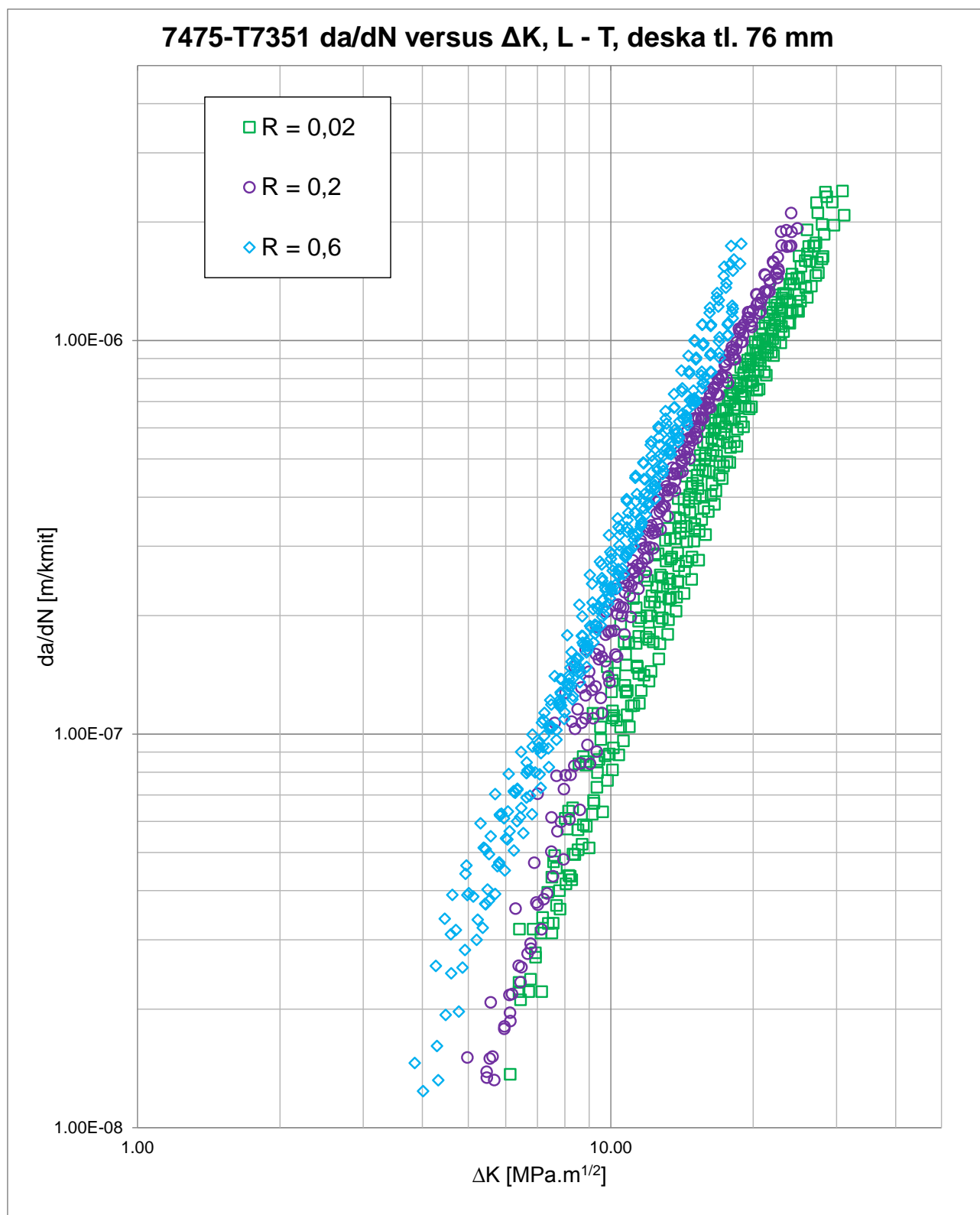
5.4 Vyhodnocení zkoušek šíření trhliny za konstantní amplitudy zatěžování

V této podkapitole jsou prezentována pouze výsledná data charakteristiky rychlosti šíření trhliny da/dN versus ΔK při konstantní amplitudě zatěžování pro materiály 2124-T851 a 7475-T7351. Samostatné závislosti vzorků s popisem tabelárních hodnot, ikdyž to je předmětem této práce, tak nejsou publikovány. Tyto výsledky jsou spočteny na základě experimentálních měření z VZLU, a.s. (závislosti délky trhlin na počtu kmitů) [16], [17].



Obr. 27 Výsledná charakteristika rychlosti šíření trhliny da/dN versus ΔK při konstantní amplitudě zatěžování, materiál 2124-T851, směr vláken L - T

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	44



Obr. 28 Výsledná charakteristika rychlosti šíření trhliny da/dN versus ΔK při konstantní amplitudě zatěžování, materiál 7475-T7351, směr vláken L - T

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	45

6. APLIKACE FASTRAN ALGORITMU

Hlavním cílem FASTRAN algoritmu je převedení výsledných charakteristik šíření trhliny da/dN versus ΔK při konstantní amplitudě zatěžování na jednotnou závislost da/dN versus ΔK_{eff} . Tato závislost je vypočtena na základě rovnic uvedených v kapitole 4.4.1.

Shrnutí postupu výpočtu:

Z vypočtených závislostí da/dN versus ΔK a hladiny napětí R je vypočten maximální faktor intenzity napětí K_{max} .

$$K_{max} = \frac{\Delta K}{(1 - R)} \quad (6.1.1)$$

Poté jsou spočteny jednotlivé koeficienty A_0 , A_1 , A_2 a A_3 . Rozkmit faktoru intenzity napětí, při kterém se trhlina otevírá je stanoven podle rovnice.

$$K_{open} = K_{max} \frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} \quad (6.1.2)$$

Efektivní rozkmit faktoru intenzity napětí je stanoven podle rovnice.

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{open} \quad (6.1.3)$$

Tato metodika výpočtu je zautomatizována pomocí programu Excel, příklad výpočtu je zobrazen na následující straně.

6.1 Ladění výsledných křivek

Jestliže jsou data šíření rychlosti trhliny da/dN v závislosti na ΔK pouze pro zkušební vzorek tloušťky 8 mm. Tak změna faktoru stísnění α není třeba uvažovat. Změna faktoru stísnění α se vyskytuje, až ve vyšších hodnotách $(\Delta K_{eff})_T$. Z tohoto poznatku vyplývá, že je vhodné použít konstantní faktoru stísnění, pohybující se mezi hodnotami 1,8 až 2.

Pro lepší vyladění křivky je vhodné použít přídatné testové data ze zkušebních vozků $M(T)$ a $C(T)$ ty mohou lépe popsat chování šíření trhliny v blízkosti prahových oblastech, kde lze očekávat nelineární výsledky šíření. V materiálové databázi AFGROW jsou pouze data pro da/dN v závislosti na ΔK . Nebyl získán přístup k odpovídající závislosti délky trhliny na počtu kmitů. Tento problém je možné vyřešit použitím aproximačních rovnic $\Delta K_{ef} = U \Delta K$, avšak v materiálové databázi nebyly nalezeny ani tyto hodnoty pro konkrétní rozměry zkušebních vzorků při variabilní amplitudě zatěžování.

Při experimentech se sklonem křivky při vyšších hodnotách ΔK_{eff} se ukázalo, že tato změna má minimální vliv na vyladění FASTRAN modelu. Při této změně sklonu křivky téměř není pozorována změna výsledných hodnot šíření. Naopak experimenty se sklony křivky v prahových oblastech poukázaly na výrazné změny v rychlosti šíření trhliny. Malá změna sklonu křivky v prahových oblastech způsobí rozdíl i několik tisíc letových hodin. Finální sklon křivky da/dN versus ΔK_{eff} je vybrán s ohledem na výsledky experimentálních dat při proměnlivé amplitudě zatěžování, jež je součástí kapitoly 7.5.

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	46

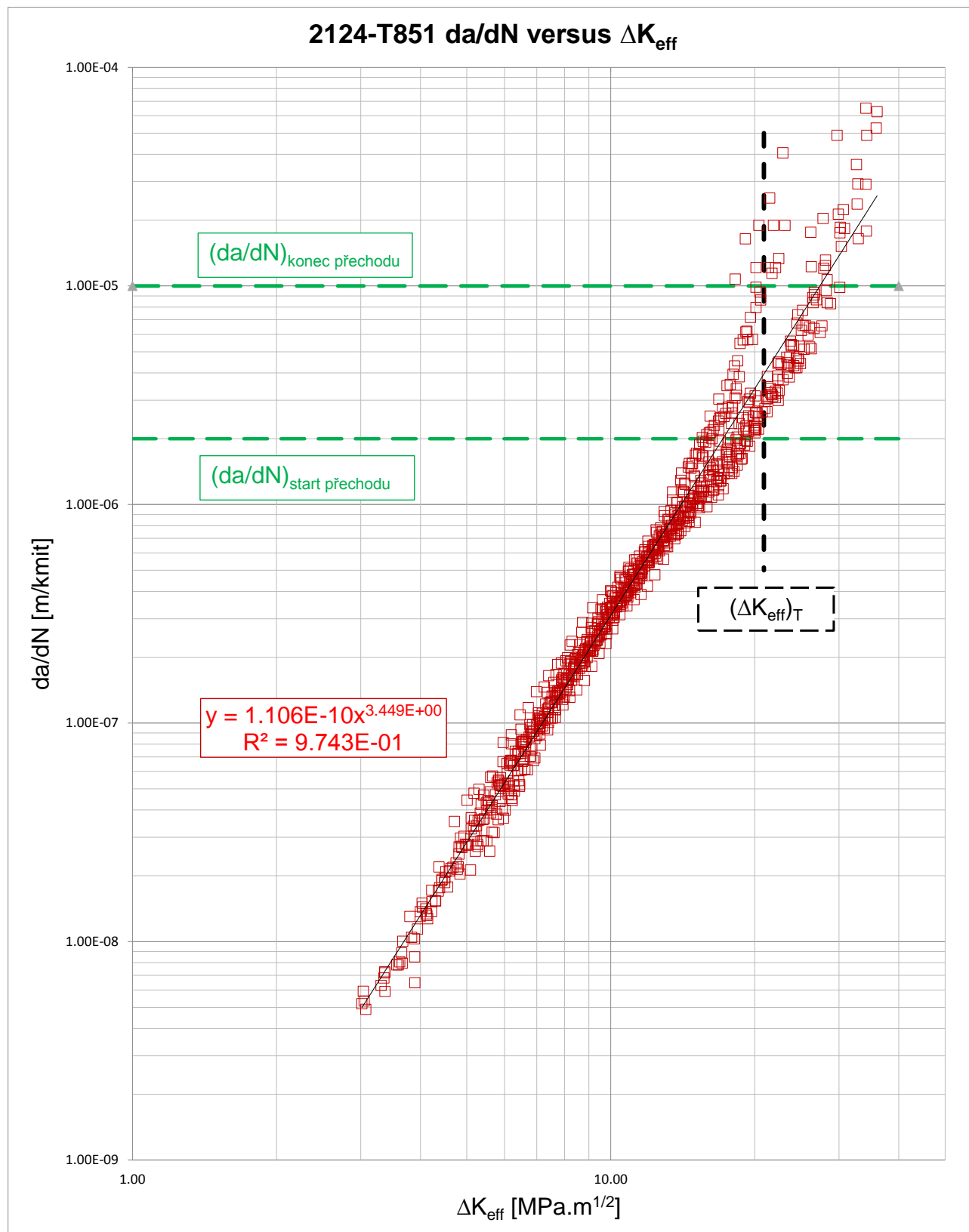
ΔK [MPa.m ^{1/2}]	da/dN [m/kmit]	R [-]	K _{max} [MPa.m ^{1/2}]	σ_{max} [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	a [mm]	F = β [1]	α [1]	A ₀ [1]	A ₁ [1]	A ₂ [1]	A ₃ [1]	$\sigma_{OPEN}/\sigma_{max}$ [1]	K _{OPEN} [MPa.m ^{1/2}]	ΔK_{eff} [MPa.m ^{1/2}]
6.67	4.42E-08	0.60	16.68	129	51.6	5.26	1.0060	2.00	0.3285	0.0758	0.8630	-0.2673	0.6269	10.46	6.22
7.04	6.85E-08	0.60	17.60	129	51.6	5.84	1.0077	2.00	0.3284	0.0759	0.8629	-0.2673	0.6269	11.03	6.57
7.62	9.61E-08	0.60	19.06	129	51.6	6.79	1.0114	2.00	0.3283	0.0762	0.8628	-0.2672	0.6269	11.95	7.11
8.17	1.20E-07	0.60	20.43	129	51.6	7.75	1.0151	2.00	0.3281	0.0765	0.8626	-0.2672	0.6269	12.81	7.62
8.74	1.56E-07	0.60	21.85	129	51.6	8.80	1.0187	2.00	0.3280	0.0768	0.8624	-0.2672	0.6268	13.70	8.15
9.26	1.93E-07	0.60	23.16	129	51.6	9.82	1.0224	2.00	0.3279	0.0770	0.8622	-0.2672	0.6268	14.52	8.64
9.75	2.25E-07	0.60	24.37	129	51.6	10.76	1.0275	2.00	0.3277	0.0774	0.8620	-0.2671	0.6268	15.28	9.10
10.26	2.68E-07	0.60	25.65	129	51.6	11.77	1.0341	2.00	0.3275	0.0779	0.8616	-0.2671	0.6268	16.08	9.57
10.78	3.39E-07	0.60	26.94	129	51.6	12.82	1.0407	2.00	0.3273	0.0784	0.8613	-0.2670	0.6267	16.88	10.06
11.26	3.83E-07	0.60	28.16	129	51.6	13.83	1.0472	2.00	0.3271	0.0789	0.8610	-0.2670	0.6267	17.65	10.51
11.73	4.43E-07	0.60	29.32	129	51.6	14.81	1.0538	2.00	0.3268	0.0794	0.8607	-0.2669	0.6267	18.37	10.94
12.23	5.07E-07	0.60	30.57	129	51.6	15.85	1.0622	2.00	0.3265	0.0800	0.8603	-0.2669	0.6266	19.16	11.41
12.75	5.80E-07	0.60	31.87	129	51.6	16.89	1.0724	2.00	0.3262	0.0808	0.8599	-0.2668	0.6266	19.97	11.90
13.23	6.34E-07	0.60	33.07	129	51.6	17.84	1.0827	2.00	0.3258	0.0816	0.8594	-0.2668	0.6265	20.72	12.35
13.72	7.49E-07	0.60	34.30	129	51.6	18.84	1.0930	2.00	0.3254	0.0824	0.8590	-0.2668	0.6265	21.49	12.81
14.21	8.33E-07	0.60	35.53	129	51.6	19.84	1.1032	2.00	0.3251	0.0831	0.8585	-0.2667	0.6264	22.25	13.27
14.74	1.02E-06	0.60	36.84	129	51.6	20.84	1.1160	2.00	0.3246	0.0841	0.8580	-0.2667	0.6263	23.07	13.77
15.31	1.23E-06	0.60	38.27	129	51.6	21.89	1.1314	2.00	0.3240	0.0853	0.8574	-0.2667	0.6262	23.97	14.30
7.19	2.59E-08	0.20	8.99	107	31.4	5.14	1.0060	2.00	0.3336	0.0629	0.8733	-0.2698	0.3790	3.41	5.58
7.68	3.66E-08	0.20	9.60	107	31.4	5.84	1.0079	2.00	0.3336	0.0630	0.8732	-0.2698	0.3790	3.64	5.96
8.30	5.13E-08	0.20	10.37	107	31.4	6.76	1.0116	2.00	0.3335	0.0632	0.8730	-0.2697	0.3789	3.93	6.44
8.94	6.92E-08	0.20	11.17	107	31.4	7.78	1.0153	2.00	0.3334	0.0635	0.8728	-0.2697	0.3789	4.23	6.94
9.54	1.00E-07	0.20	11.93	107	31.4	8.81	1.0190	2.00	0.3333	0.0637	0.8726	-0.2696	0.3788	4.52	7.41
10.12	1.37E-07	0.20	12.65	107	31.4	9.84	1.0227	2.00	0.3333	0.0639	0.8724	-0.2695	0.3788	4.79	7.86
10.67	1.57E-07	0.20	13.34	107	31.4	10.83	1.0275	2.00	0.3332	0.0642	0.8721	-0.2695	0.3787	5.05	8.28
11.21	1.82E-07	0.20	14.01	107	31.4	11.80	1.0341	2.00	0.3330	0.0646	0.8717	-0.2694	0.3786	5.30	8.70
11.76	2.16E-07	0.20	14.70	107	31.4	12.82	1.0412	2.00	0.3328	0.0651	0.8713	-0.2693	0.3785	5.57	9.14
12.29	2.53E-07	0.20	15.36	107	31.4	13.82	1.0478	2.00	0.3327	0.0655	0.8710	-0.2692	0.3785	5.81	9.55
12.79	3.17E-07	0.20	15.99	107	31.4	14.78	1.0544	2.00	0.3325	0.0659	0.8706	-0.2691	0.3784	6.05	9.94
13.33	3.72E-07	0.20	16.66	107	31.4	15.80	1.0629	2.00	0.3323	0.0664	0.8702	-0.2689	0.3783	6.30	10.36
13.90	4.15E-07	0.20	17.37	107	31.4	16.84	1.0732	2.00	0.3321	0.0671	0.8696	-0.2688	0.3781	6.57	10.80
14.45	4.76E-07	0.20	18.06	107	31.4	17.86	1.0836	2.00	0.3318	0.0677	0.8691	-0.2686	0.3780	6.83	11.24
14.98	5.46E-07	0.20	18.73	107	31.4	18.84	1.0939	2.00	0.3316	0.0684	0.8686	-0.2685	0.3778	7.08	11.65
15.51	5.85E-07	0.20	19.39	107	31.4	19.81	1.1042	2.00	0.3313	0.0690	0.8681	-0.2684	0.3777	7.32	12.06
16.08	6.58E-07	0.20	20.10	107	31.4	20.81	1.1171	2.00	0.3310	0.0698	0.8674	-0.2682	0.3775	7.59	12.51
16.70	7.12E-07	0.20	20.88	107	31.4	21.84	1.1326	2.00	0.3306	0.0708	0.8667	-0.2680	0.3773	7.88	13.00

Obr. 29 Příklad aplikace FASTRAN algoritmu (převedení ΔK versus da/dN na ΔK_{eff} versus da/dN)

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	47

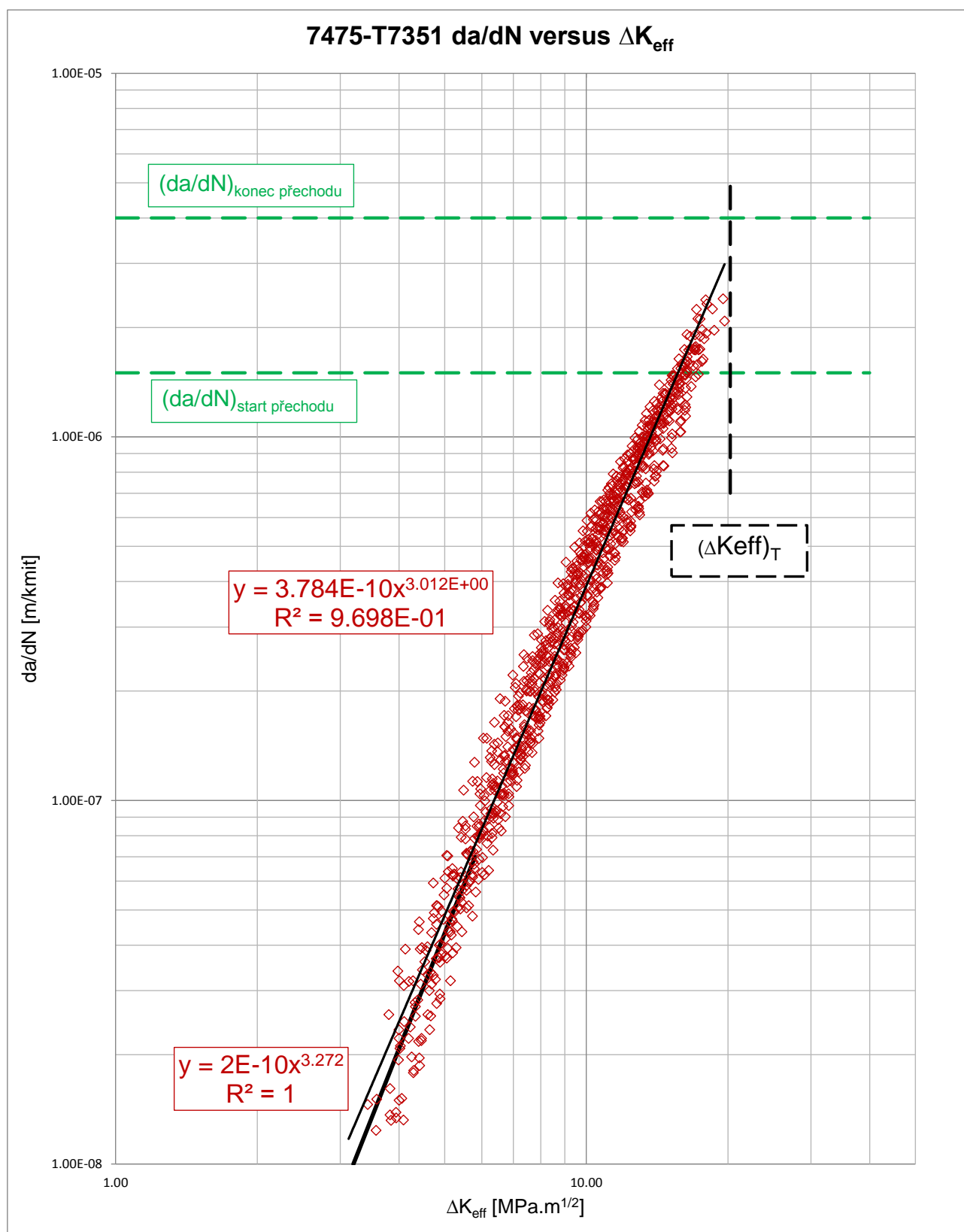
6.2 Vyhodnocení FASTRAN algoritmu

Prezentace výsledných závislostí rychlosti šíření trhliny da/dN na efektivním rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK_{eff} .



Obr. 30 Závislost rychlosti šíření trhliny da/dN na efektivní hodnotě rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK_{eff} , materiál 2124-T851

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	48



Obr. 31 Závislost rychlosti šíření trhliny da/dN na efektivní hodnotě rokmzmitu faktoru intenzity napětí ΔK_{eff} , materiál 7475-T7351

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	49

6.3 Vstupní data pro AFGROW

Jelikož program AFGROW kvůli snížení náročnosti výpočtu obsahuje maximálně 30 možných bodů popisu závislosti rychlosti šíření na faktoru intenzity napětí, jsou proto výsledné charakteristiky da/dN versus ΔK_{eff} proloženy mocninnými funkcemi a to v případě materiálu 2124-T851 jednou mocninou funkcí.

$$y = 1,106 \cdot 10x^{3,449} \quad (6.2.1)$$

Následně pro materiál 7475-T7351 dvěma mocninnými funkcemi.

$$y = 3,784 \cdot 10x^{3,012} \quad (6.2.2)$$

$$y = 2,00E \cdot 10x^{3,272} \quad (6.2.3)$$

Výsledné sklony křivek jsou laděny s ohledem na experimentální data rychlosti šíření trhliny při proměnlivé amplitudě zatížení. Závěrečné závislosti da/dN versus ΔK_{eff} , které jsou pro tuto diplomovou práci finální, jsou zobrazeny v tabulkách níže.

Tab 7 Vstupní data da/dN versus ΔK_{eff} zadána do AFGROW, materiál 2124-T851 (vlevo), 7475-T7351 (vpravo)

AFGROW Tabular lookup		AFGROW Tabular lookup	
da/dN	ΔK_{eff}	da/dN	ΔK_{eff}
[m/kmit]	[MPa.m ^{1/2}]	[m/kmit]	[MPa.m ^{1/2}]
4.89E-09	3.00	2.00E-10	1.00
1.11E-08	3.80	1.93E-09	2.00
2.14E-08	4.60	7.28E-09	3.00
3.71E-08	5.40	1.87E-08	4.00
5.98E-08	6.20	3.87E-08	5.00
9.09E-08	7.00	7.03E-08	6.00
1.32E-07	7.80	1.33E-07	7.00
1.85E-07	8.60	1.99E-07	8.00
2.51E-07	9.40	2.83E-07	9.00
3.33E-07	10.20	3.89E-07	10.00
4.32E-07	11.00	5.18E-07	11.00
5.50E-07	11.80	6.74E-07	12.00
6.90E-07	12.60	8.57E-07	13.00
8.53E-07	13.40	1.07E-06	14.00
1.04E-06	14.20	1.32E-06	15.00
1.26E-06	15.00	1.60E-06	16.00
1.51E-06	15.80	1.92E-06	17.00
1.79E-06	16.60	2.28E-06	18.00
2.10E-06	17.40	2.69E-06	19.00
2.45E-06	18.20	3.14E-06	20.00
2.85E-06	19.00	3.63E-06	21.00
3.28E-06	19.80	4.18E-06	22.00
3.76E-06	20.60	4.78E-06	23.00
		5.43E-06	24.00
		6.15E-06	25.00

7. ZKOUŠKY ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY PŘI PROMĚNLIVÉ AMPLITUDĚ ZATÍŽENÍ

Experimentální data ze zkoušek šíření trhlin při proměnlivé amplitudě zatížení jsou získána od Ing. Petra Augustina, Ph.D. [18]. Zkoušky byly zrealizovány v prostorách leteckého ústavu VUT Brno. Dodány jsou závislosti délek trhlin na počtu cyklů. V této diplomové práci je využito celkem 6 testových vzorků a to polovina pro materiál 2124-T851 a druhá pro 7475-T7531. Jednotlivé testy se liší spektry, které charakterizují vliv různého zatížení podél rozpětí a tloušťkou materiálu.

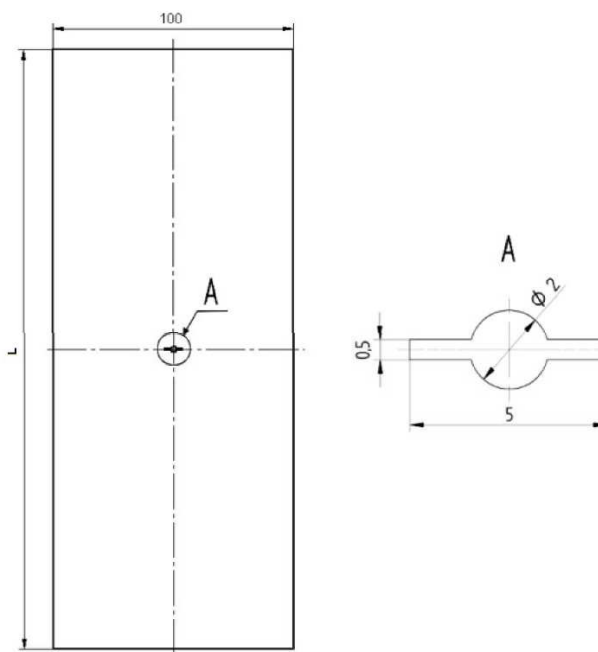
Tab 8 Přehled testových vzorků [19]

ID	Materiál	Rozměry	Popis místa	Sekvence	Orientace
6	2124-T851	M(T), W = 100 mm, t = 3 mm	Řez 111 - 112, dolní pásnice + dolní panel v oblasti PN	SQ_0059	L-T
8	7475-T7351	M(T), W = 100 mm, t = 4 mm	Řez 103 - 104, dolní panel v oblasti PN	SQ_0026	L-T
9	2124-T851	M(T), W = 100 mm, t = 4 mm	Řez 103 - 104, dolní pásnice v oblasti PN	SQ_0027	L-T
10	7475-T7351	M(T), W = 100 mm, t = 3 mm	Řez 103 - 104, dolní pásnice v oblasti PN	SQ_0027	L-T
11	2124-T851	M(T), W = 100 mm, t = 2 mm	Řez 21, dolní pásnice v oblasti PN	SQ_0060	L-T
12	7475-T7351	M(T), W = 100 mm, t = 2 mm	Řez 21, dolní panel v oblasti PN	SQ_0060	L-T

Pozn: zkratka PN značí přední nosník

7.1 Zkušební vzorky

Zkušební vzorky jsou shodné s použitým typem vzorků jako u konstantní amplitudy zatěžování. Opět se jedná o M(T) zkušební vzorky s centrálním vrubem. Liší se pouze tloušťkou materiálu a šířkou W = 100 mm.



Obr. 32 Zkušební vzorek M(T) [19]

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	51

7.2 Zatěžující sekvence

Zkušební vzorky jsou zatíženy letovými sekvencemi reprezentující zatěžující spektra letounu L 410 NG. Zatěžující sekvence jsou vyhodnoceny společností Aircraft Industries, a.s. Počet simulovaných letů je 3 000 LH.

Tab 9 Zatěžující sekvence SQ_0027 [19]

Typ sekvence	Letové fáze		Pozemní fáze		Počet cyklů za jeden let [1/LET]
	Ořezání zhora n_y [1]	Ořezání zdola n_v [1]	Přistávací ráz ořezání n_v [1]	Pojížděcí spektrum ořezání n_y [1]	
SQ_0027		1±0,25g			
Max. napětí 124,35 Mpa	+ 2,779 / - 0,779	+ zvětšování amplitudy o 3,5 %	1,654	Největší cyklus je simulován	55,35
Min. napětí = - 26,05 Mpa					

Tab 10 Zatěžující sekvence SQ_0059 [19]

Typ sekvence	Letové fáze		Pozemní fáze		Počet cyklů za jeden let [1/LET]
	Ořezání zhora n_y [1]	Ořezání zdola n_v [1]	Přistávací ráz ořezání n_v [1]	Pojížděcí spektrum ořezání n_y [1]	
SQ_0059		1±0,25g			
Max. napětí 105,82 Mpa	+ 2,779 / - 0,779	+ zvětšování amplitudy o 3,5 %	1,989	Největší cyklus je simulován	55,33
Min. napětí = - 22,98 Mpa					

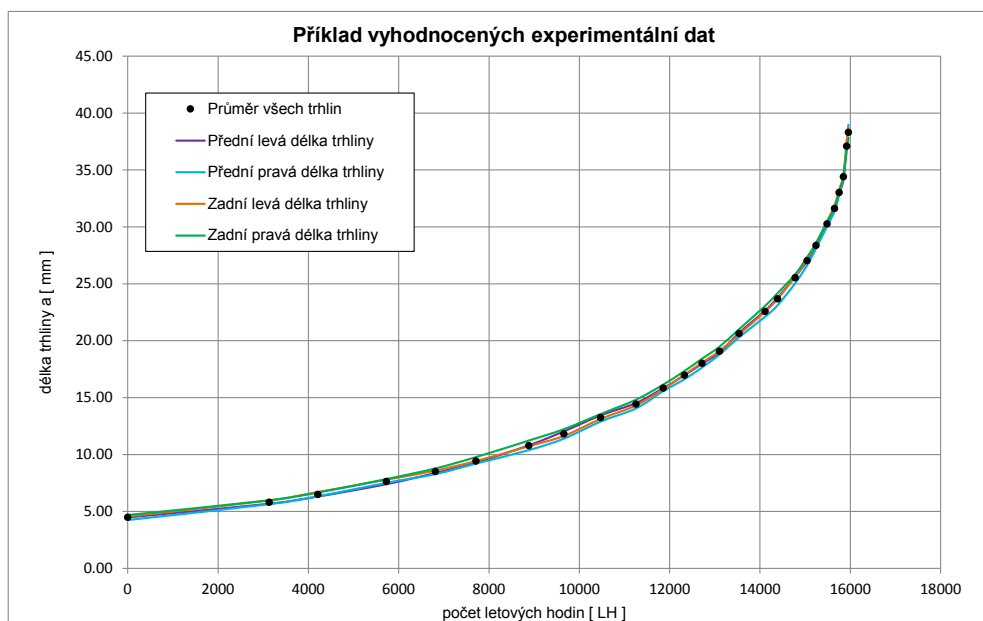
Tab 11 Zatěžující sekvence SQ_0060 [19]

Typ sekvence	Letové fáze		Pozemní fáze		Počet cyklů za jeden let [1/LET]
	Ořezání zhora n_y [1]	Ořezání zdola n_v [1]	Přistávací ráz ořezání n_v [1]	Pojížděcí spektrum ořezání n_y [1]	
SQ_0060		1±0,25g			
Max. napětí 89,06 Mpa	+ 2,779 / - 0,779	+ zvětšování amplitudy o 3,5 %	1,989	Největší cyklus je simulován	58,33
Min. napětí = - 30 Mpa					

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	52

7.3 Experimentální data ze zkoušek

Délky trhlin se v průběhu zkoušky měří obdobně jako u zatěžování za konstantní amplitudy. Měří se nezávisle čtyři délky trhlin od středu zkušební vzorku (přední, zadní strana vzorku a levá, pravá strana). Pro verifikaci retardačních modelů je použita průměrná délka všech trhlin, na grafu níže značena body.

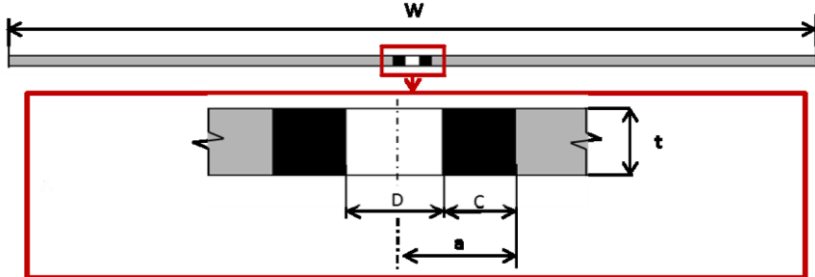


Obr. 33 Příklad vyhodnocených experimentálních dat při proměnlivé amplitudě zatěžování

7.4 Popis modelů v AFGROW pro verifikaci experimentálních dat

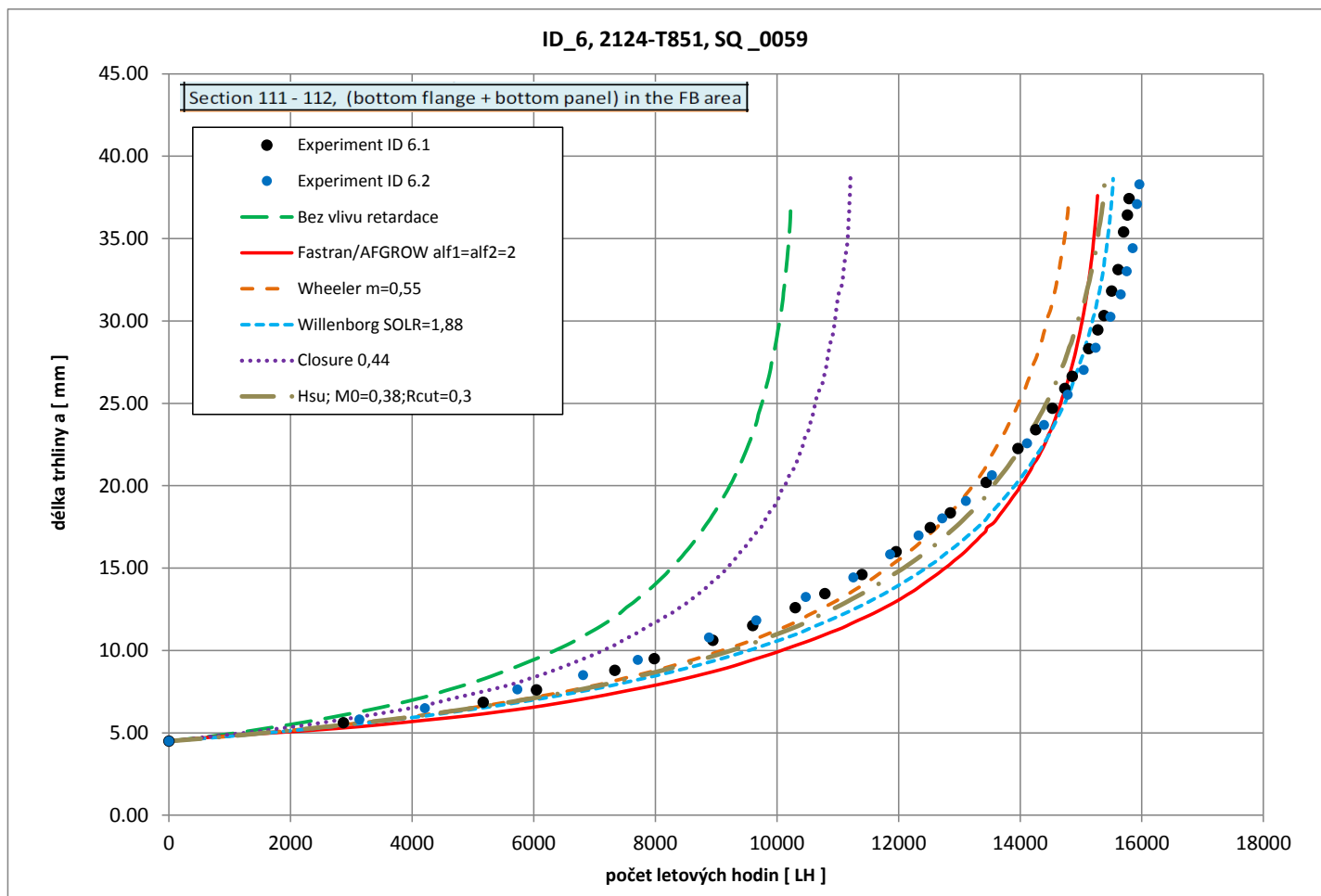
Z důvodu, že se AFGROW modely liší pouze tloušťkou materiálu, zatěžujícím spektrem, metodikou a délkou počáteční trhliny, tak pro zkrácení obsahu této kapitoly zobrazena pouze jedna tabulka, které plně definuje verifikační modely v AFGROW. Pro matematický popis šíření trhliny je použit klasický model v programu AFGROW, který disponuje databází pro stanovení tvarové funkce.

Tab 12 Definice modelů v AFGROW určené pro verifikaci

ID	Popis						
i	<p>Typ modelu: Classic</p> <p>β-funkce: definováno AFGROW</p> <p>Použití: symetrická trhlina prorostená skrze celou tloušťku materiálu</p> <p>Metodika výpočtu: Bez uvážení retardace, FASTRAN, Wheeler, Willenborg, Closure, Hsu</p> <p>Rozměry modelu: $W = 100 \text{ mm}$, $t = (\text{podle testového ID}) \text{ mm}$, $D = 2 \text{ mm}$, $C, a = (\text{stanoveno podle průběhu zkoušky, na základě počátečního měření délky trhliny od osy symetrie při } N_f = 0) \text{ mm}$</p> <p>Materiál: podle testového ID</p> <p>Napětový tahový poměr: TSR = 1</p> <p>Zatěžující sekvence: podle testového ID</p> 						
<table><tr><th>Název diplomové práce</th><th>Datum</th><th>Strana</th></tr><tr><td>Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů</td><td>26.05.2016</td><td>53</td></tr></table>		Název diplomové práce	Datum	Strana	Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	53
Název diplomové práce	Datum	Strana					
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	53					

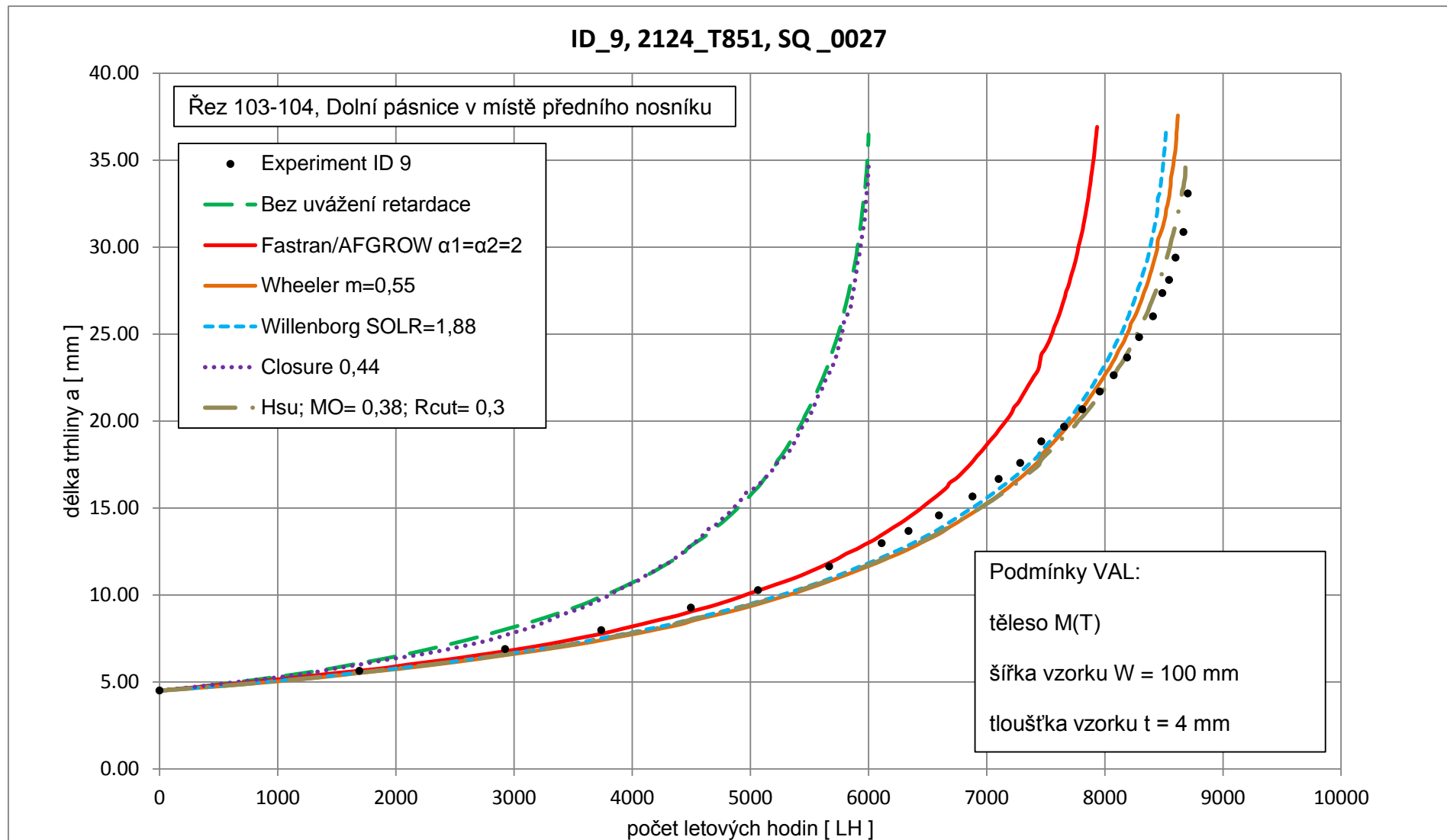
7.5 Verifikace retardačních modelů s experimenty

V této podkapitole jsou porovnávána experimentální data rychlosti šíření při proměnlivé amplitudě zatěžování s metodikami výpočtu bez uvážení interakce zatěžujících kmitů (bez retardace) a s retardačními modely, kde v legendě jsou uvedeny empirické/ladící parametry pro jednotlivé retardační modely (FASTRAN, Wheeler, Willenborg, Closure, Hsu).



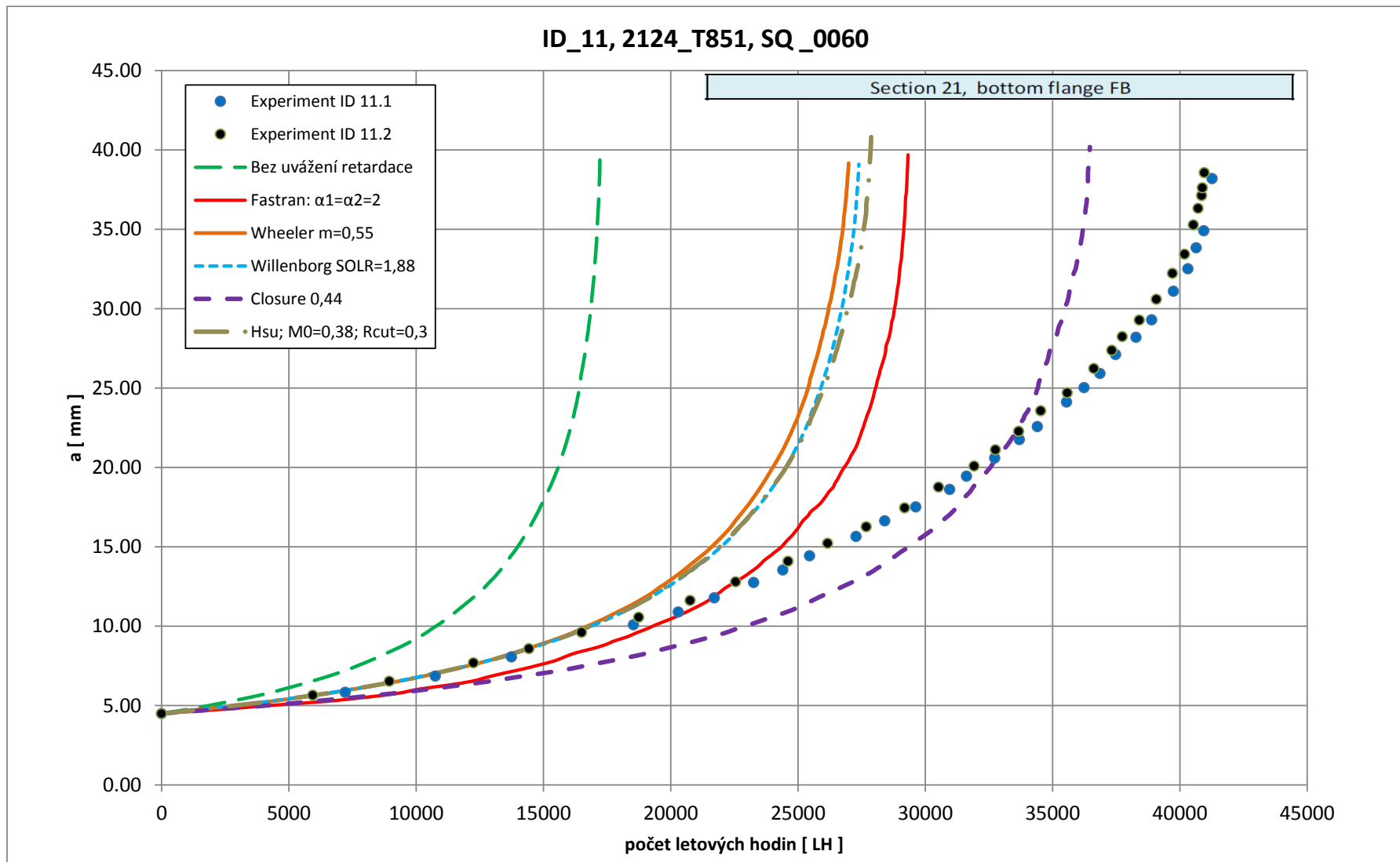
Obr. 34 Testové ID 6, materiál 2124-T851, SQ 0059

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	54



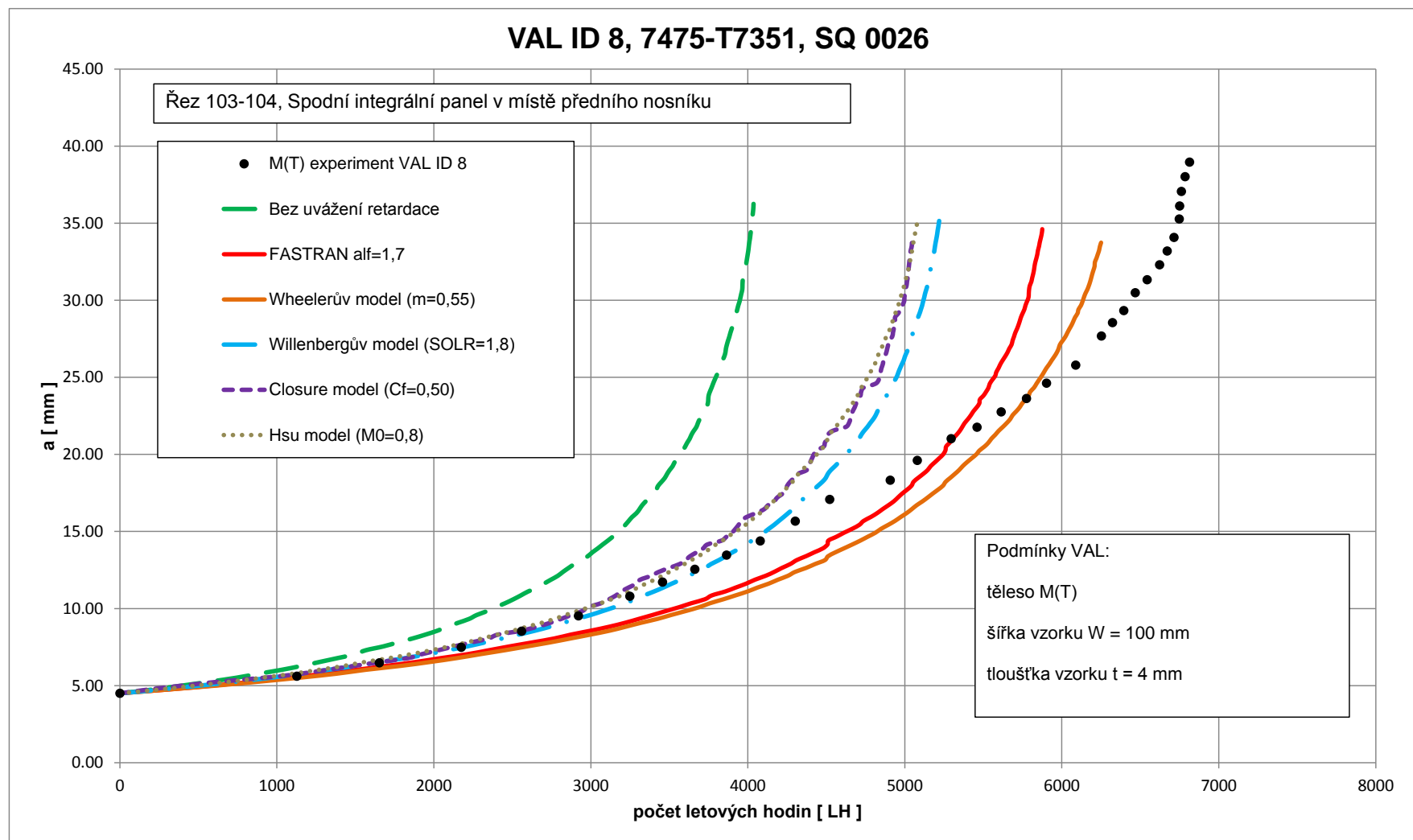
Obr. 35 Testové ID 9, materiál 2124-T851, SQ 0027

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	55



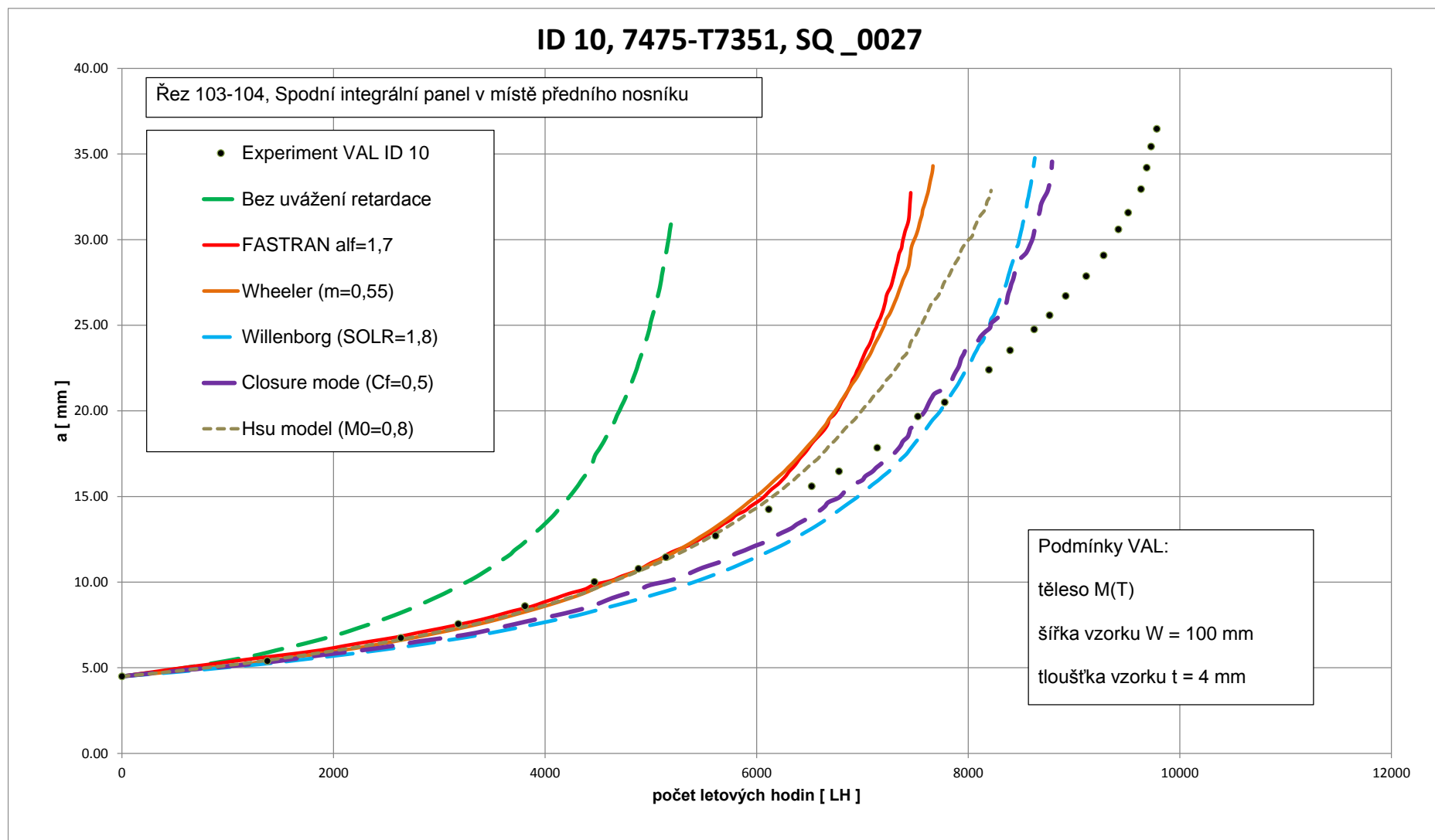
Obr. 36 Testové ID 11, materiál 2124-T851, SQ 0060

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	56



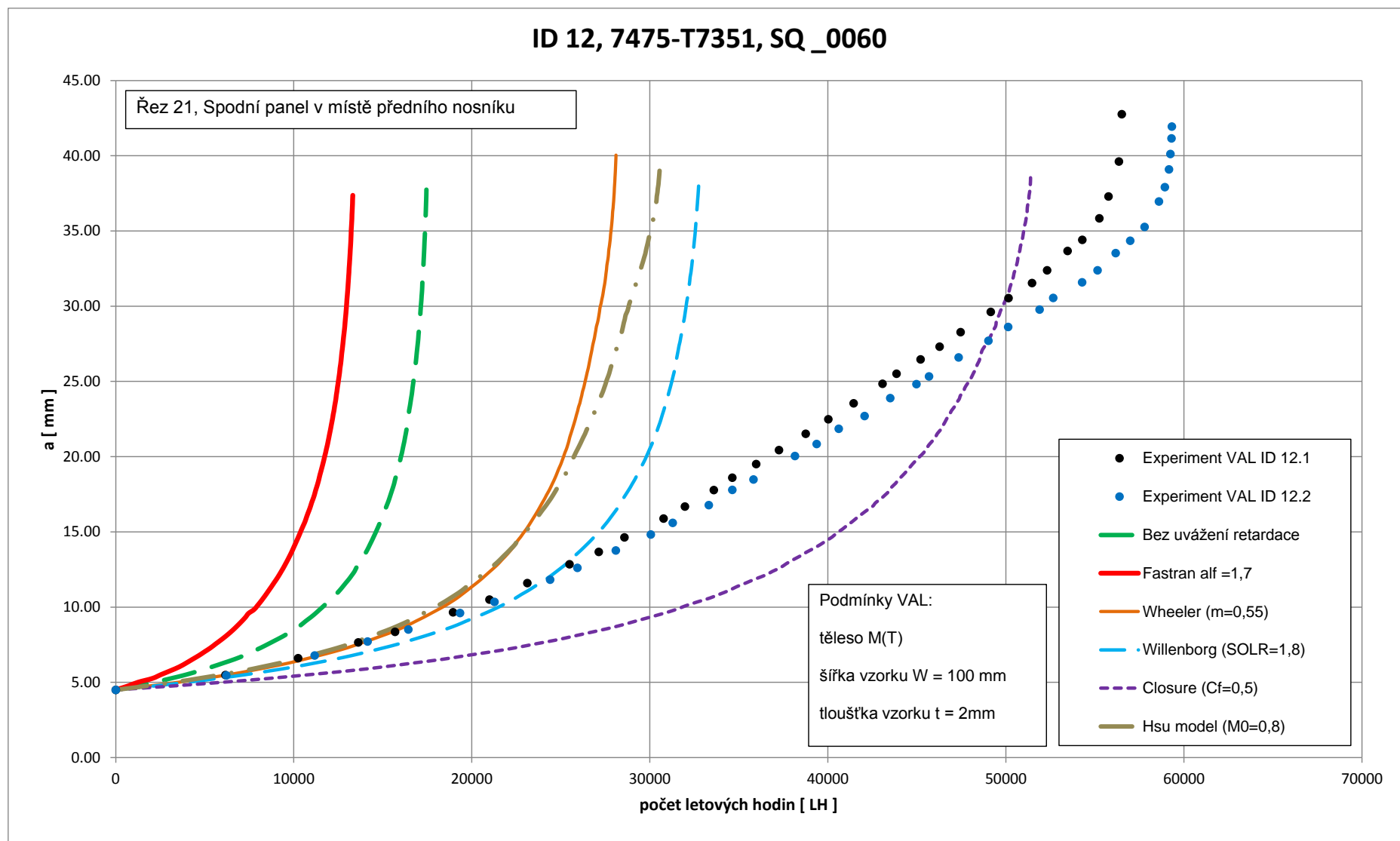
Obr. 37 Testové ID 8, materiál 7475-T7351, SQ 0026

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	57



Obr. 38 Testové ID 10, materiál 7475-T7351, SQ 0027

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	58



Obr. 39 Testové ID 12, materiál 7475-T7351, SQ 0060

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	59

7.6 Vyhodnocení verifikace

Materiálová data rychlosti šíření za konstantní amplitudy zatěžování jsou získána pro tloušťku materiálu 8 mm. Testová data pro zkoušky za proměnlivé amplitudy zatěžování jsou provedena pro tloušťku materiálů 4, 3 a 2 mm. Takové rozsahy tlouštěk mohou mít zásadní vliv na rychlost a tudíž retardaci šíření trhliny a následnou verifikaci pro různé tloušťky. Odpovídají tomu i verifikované modely v předchozí kapitole, kde pro tloušťku 2 mm (ID 12.1 a 12.2) se retardační modely shodují s experimentálními měřeními méně, než vzorky s větší tloušťkou. U těchto tenkých vzorků při experimentálním měření dochází k velké plastické deformaci na čele trhliny a tím při šíření trhliny dochází k velkému zpomalování. Tento vliv má za následek nejspíše hlavní příčinu neshody výpočtu s experimentem. FASTRAN model u testového ID 12 úplně kolabuje, nicméně stále je dodržena konzervativnost výsledku rychlosti šíření, ale do takové míry, že rychlost šíření je vyšší než při metodě bez uvážení retardace. Tento efekt vykazuje dost velkou citlivost FASTRANU na tloušťku materiálu. Další příčinou u testového ID 12 může být i nevhodně vyladěná finální křivka jednotné závislosti da/dN versus ΔK_{eff} . Dále tuto nepřesnost může ovlivňovat vliv spektra zatížení, kde spektra SQ_0060 charakterizují zatížení křídla v 62% polorozpětí křídla, zde je vnější zatížení menší než pro řezy 103-104 v 9,8% polorozpětí a 111-112 pro 33% polorozpětí. Z výsledků vyplývá, že retardační efekty jsou vystiženy retardačními modely lépe v oblastech zátěžných spekter blíže k centroplánu, tj. v místech většího vnějšího zatížení. Jako řešením pro lepší vyladění FASTRAN modelu, konkrétně pro ID 12 by byla možná varianta provést nové experimentální měření za konstantní amplitudy zatěžování s tloušťkou materiálu, která bude shodná s experimentem při variabilní amplitudě zatěžování, tj. 2 mm.

U Closure modelu při testových ID 6 a 9 nebyly projeveny retardační efekty, spíše se model shodoval s lineární metodikou šíření trhliny. U testového ID 12 téměř šíření přesáhlo konzervativní stranu výpočtu. Proto Closure model nebude zařazen do pozdější damage tolerance analýzy. Ostatní retardační modely jsou vyladěny do takové míry, která je uznaná za přijatelně konzervativní. Retardační modely, které jsou postaveny na principu přetížení plastické oblasti tj. Wheelerův, Willenborgův a Hsu model vykazují dost stabilní výsledky.

Na základě verifikace ladících parametrů není jednoduché vybrat pouze jeden typ retardačního modelu, který je z hlediska testových vzorků nejvhodnější. Podloženým malým počtem experimentů. Na vyhodnocené verifikaci je zjištěna velká závislost FASTRAN retardačního modelu na tloušťce materiálu. FASTRAN model je nejnáročnější jak z hlediska časové přípravy, tak i z časové náročnosti výpočtu v programu AFGROW v porovnání s ostatními retardačními modely. Pro damage tolerance analýzu zvoleného konstrukčního uzlu jsou na základě verifikace použity tyto retardační modely: Wheelerův, Willenborgův, FASTRAN a Hsu. Tabulka níže shrnuje přehled jednotlivých hodnot ladících parametrů, které jsou finálními výstupy diplomové práce, avšak nejsou pevně stanoveny pro certifikaci letounu.

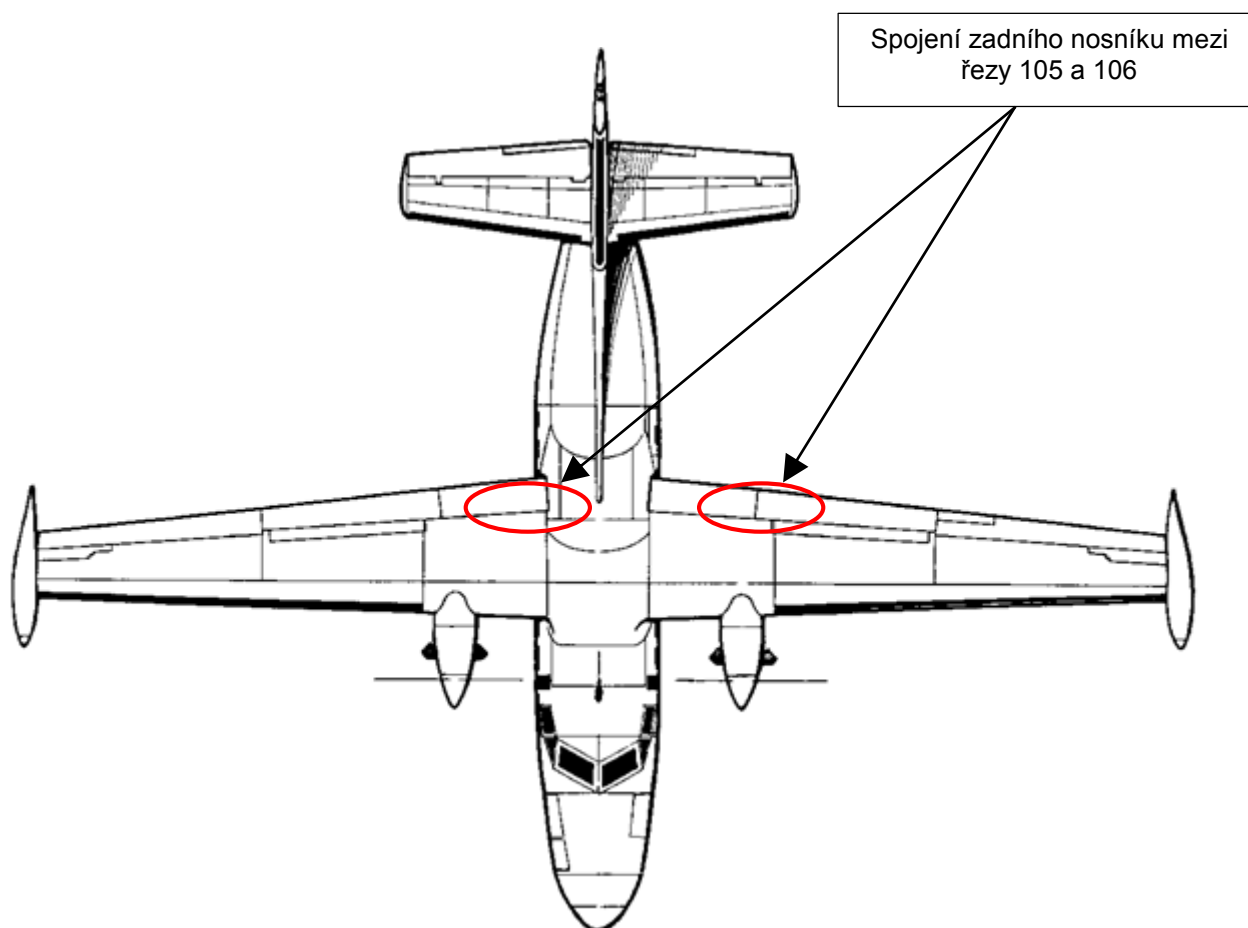
Tab 13 Shrnutí verifikačních parametrů pro materiály 2124-T851, 7475-T7351

Retardační model	Verifikační parametr	2124-T851	7475-T7351
Wheelerův model	m	0,55	0,55
Willenborgův model	SOLR	1,88	1,8
Closure model	Cf	0,44	0,5
Hsu model	M0; Rcut	0,38; 0,3	0,8; 0,3
FASTRAN	α_1 ; α_2	2; 2	1,7; 1,7

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	60

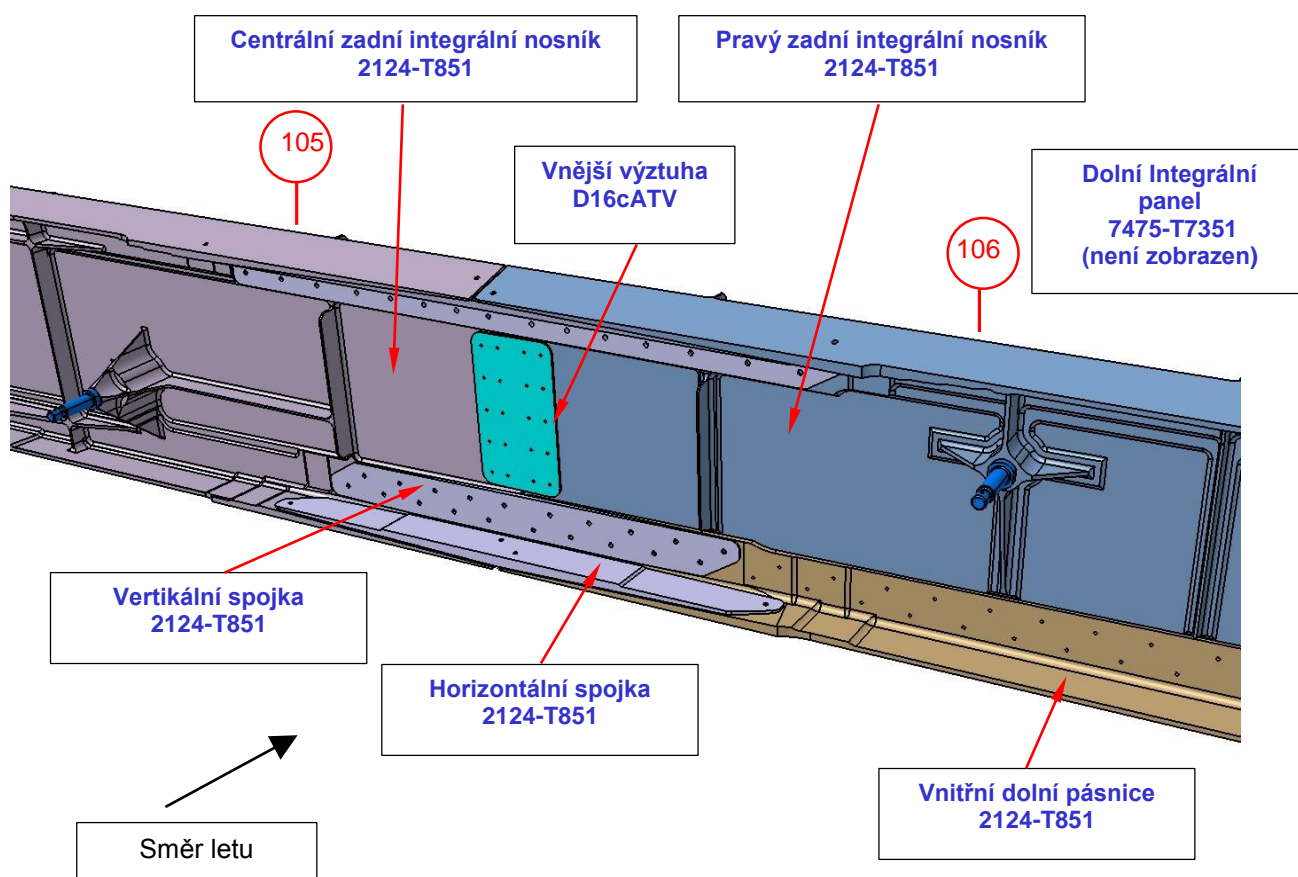
8. POPIS KONSTRUKČNÍHO UZLU

Pro srovnání analýz damage tolerance s uvážením a bez uvážení interakce zatěžujících kmitů je vybrán spoj zadního nosníku a to konkrétně mezi řezy 105 a 106 na levém i pravém křídle. Tento řez je vzdálený 17% délky polorozpětí od symetrické osy letounu. Jedná se o spojení centrálního integrálního nosníku s vnitřním integrálním nosníkem, kde damage tolerance analýza se zaměřuje na oblast spojení dolních pásnic. Spojení nosníků je zajištěno pomocí spojek (horizontální, vertikální) a výztuh (vnější, vnitřní). Na obrázku níže je zobrazeno schéma letounu L 410 NG, kde je červeně vyznačeno umístění spoje zadních nosníků. Na další straně je zobrazen detail konstrukčního uzlu.

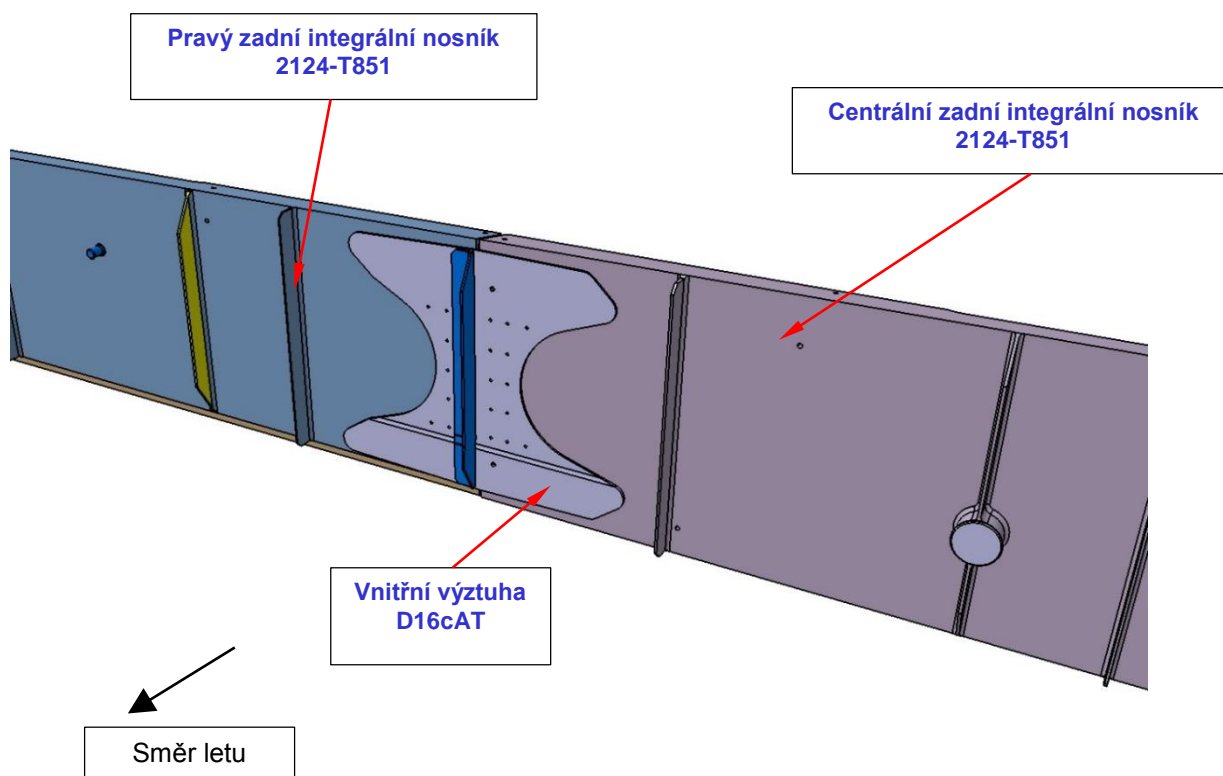


Obr. 40 Definice konstrukčních uzlů na letounu L 410 NG

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	61



Obr. 41 Spojení zadního nosníku, přední pohled



Obr. 42 Spojení zadního nosníku, zadní pohled

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	62

9. DAMAGE TOLERANCE ANALÝZY



Obsahem této kapitoly je vyhodnocení damage tolerance analýzy bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů. Po vyhodnocení této analýzy je provedeno srovnání s vybranými retardačními modely.

Detailní stanovení popisů kritických a detekovatelných délek trhlin nejsou předmětem této práce, avšak jsou popsány velice stručně v následujících kapitolách. Stanovení kritických délek trhlin jsou provedeny s využitím dostupných výpočtových softwarů a vyhodnoceny podle schválených metodik ve společnosti Aircraft Industries, a. s. Faktor intenzity napětí pro relativně krátké délky trhlin (typické před porušením můstku) jsou stanoveny pomocí základních modelů s tvarovými β funkcemi, kterými disponuje program AFGROW. Faktor intenzity napětí typický po poruše můstku je určen z redistribuce zatížení a z výpočtu zbytkové pevnosti provedenou metodou konečných prvků. Níže jsou uvedeny softwary, které byly použity pro výpočty damage tolerance analýzy.

- FE řešič: MSC NASTRAN, verze 2012.2.0
- FE pre-processor: ANSA, verze 15.2.3
- FE post-processor: META, verze 15.2.3
- AFGROW verze 5.2

V následující tabulce jsou zobrazeny předpoklady počátečních délek trhlin (primární trhlina blíže k můstku). Předpoklady počátečních velikostí trhlin jsou určeny dle poradních oběžníků a zprávy s metodikou šíření ve společnosti Aircraft Industries, a.s.[7]

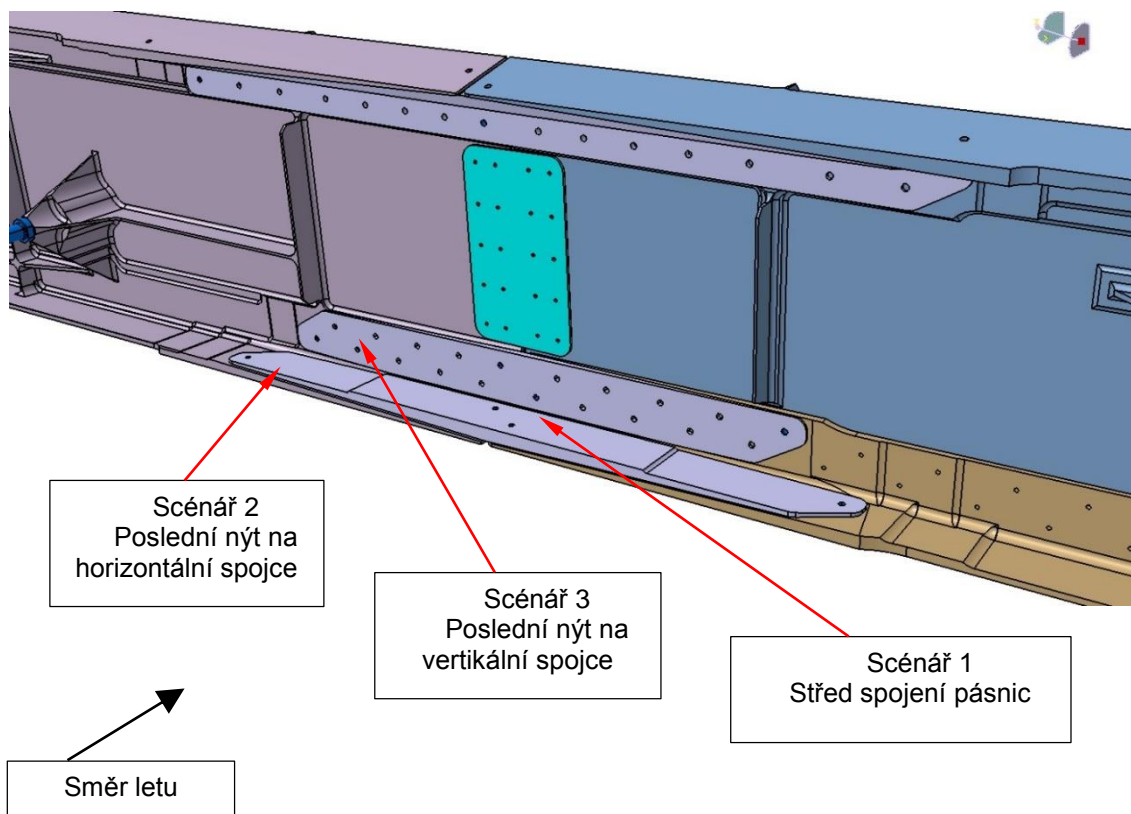
Tab 14 Definice počátečních trhlin

Popis typu trhliny	Typ počáteční trhliny	Počáteční trhlina, tvar a velikost
Trhlina vzniklá v nýtovém spoji	Primární trhlina, Equivalent Initial Rogue Flaw (EIRF)	Čtvrt kruhový tvar: 1,27 mm 
	Sekundární trhlina, Equivalent Initial Quality Flaw (EIQF)	Čtvrt kruhový tvar: 0,127 mm 

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	63

9.1 Výběr kritických míst u spojení dolních pásnic

- **SCÉNÁŘ 1**
 - Souběžná iniciace růstu trhliny v dolním integrálním potahu a v horizontální spojce
- **SCÉNÁŘ 2**
 - Souběžná iniciace růstu trhliny v pásnici centrálního integrálního nosníku (horizontální část) a v dolním integrálním panelu
- **SCÉNÁŘ 3**
 - Iniciace růstu trhliny ve stojině centrálního integrálního nosníku (vertikální část)



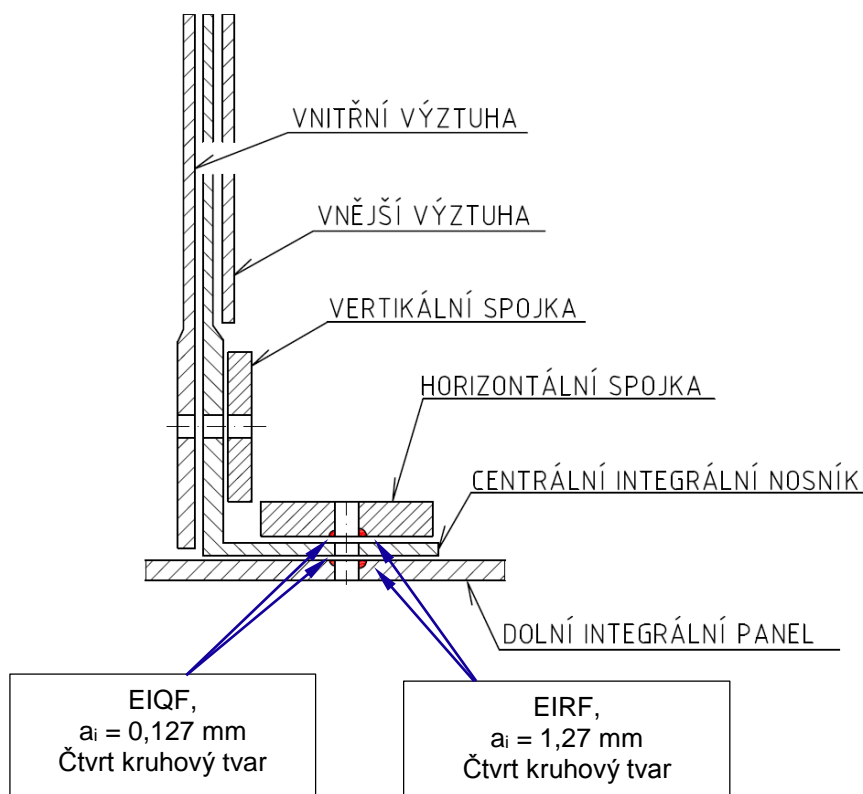
Obr. 43 Kritická místa konstrukčního uzlu

Pozn:

Na daném konstrukčním uzlu se nachází více kritických míst, které je třeba analyzovat metodou damage tolerance. V diplomové práci je zanedbání ostatních kritických míst z důvodu absence materiálových a experimentálních dat potřebných k verifikaci retardačních modelů, konkrétně pro materiál D16čAT.

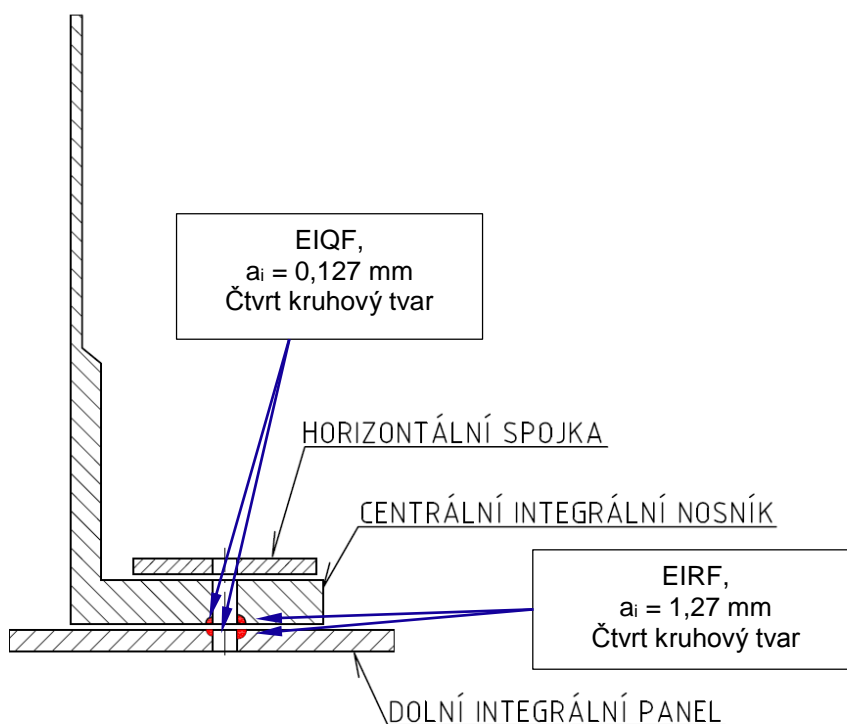
Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	64

Primární trhlin EIRF je umístěna blíže k okraji dolního integrálního panelu (můstku).



Obr. 44 Scénář 1, inicializace počátečních trhlin

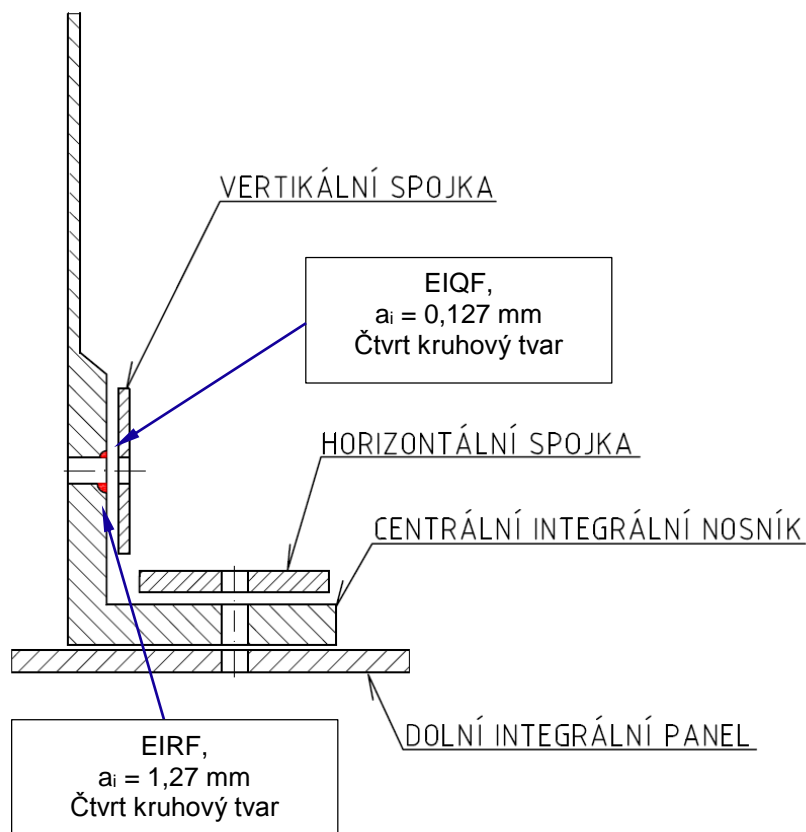
Primární trhlin EIRF je umístěna blíže k okraji dolního integrálního panelu a také bližšímu okraji u integrálního nosníku.



Obr. 45 Scénář 2, inicializace počátečních trhlin

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	65

U scénáře 3 je primární a sekundární trhлина inicializována pouze na integrálním nosníku (stojiny). Na konci vertikální spojky je napětí zanedbatelné, k šíření trhliny by tudíž nedocházelo. Primární trhлина EIRF se nachází na straně bližšího okraje centrálního nosníku.



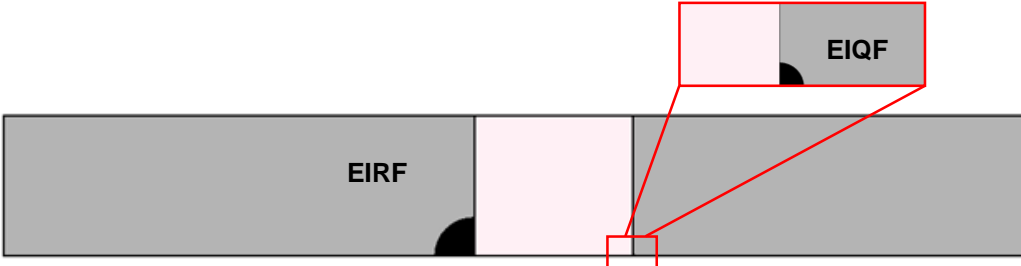

Obr. 46 Scénář 3, inicializace počátečních trhlin

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	66

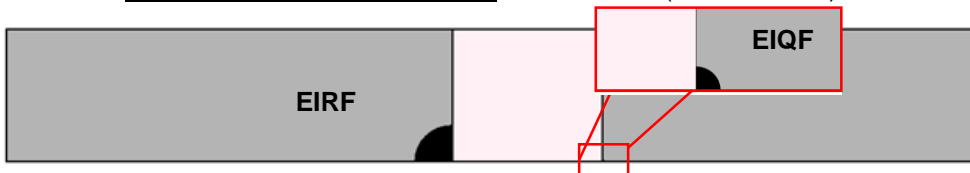

9.2 Shrnutí výpočtů jednotlivých scénářů

V této kapitole je provedeno detailní shrnutí modelů náhradních těles použitých pro damage tolerance analýzy. Cílem diplomové práce není detailní popis metodiky šíření únavových trhlin, stanovení tvarových funkcí konstrukce a popis použitých sekvencí pro šíření trhliny. Modely jsou rozděleny do různých fází dle redistribuce zatížení a aplikace tvarových funkcí podle délky únavové trhliny. První a druhý scénář je díky uvážení redistribuce zatížení rozdělen na 2 fáze šíření.

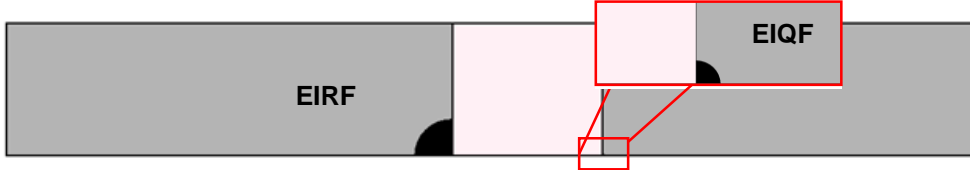

Tab 15 Popis výpočtu šíření únavové trhliny – scénář 1, dolní integrální panel

Fáze výpočtu	Popis
1	<p>Typ modelu: Advanced</p> <p>β-funkce: definováno AFGROW</p> <p>Použití: Růst trhliny v můstku, počáteční trhlina = EIRF = 1,27 mm Růst trhliny na protilehlé straně od můstku, počáteční trhlina = EIQF = 0,127 mm</p> <p>Rozměry modelu: W = 1065 mm, t = 3,50 mm, D = 5,00 mm, Vzdálenost díry od okraje panelu = 48,45 mm</p> <p>Zatěžující sekvence: SQ_0214</p> <p>Stress multiplication factor (SMF): 0,000446</p> <p>Napět'ový tahový poměr: TSR = 0,998 ($\sigma_{by-pass}$ = 31,63 MPa)</p> <p>Napět'ový poměr při otláčení: BSR = 0,445 (P = 246,99 N)</p> 
2	<p>Typ modelu: Through Crack</p> <p>β-funkce: definována uživatelem podle fáze 1.</p> <p>Použití: Růst trhliny po porušení můstku, počáteční trhlina = 80,37 mm</p> <p>Zatěžující sekvence: SQ_0214</p> <p>Stress multiplication factor (SMF): 0,000446</p> <p>Rozměry modelu: W = 1065 mm, t = 3,50 mm</p> <p>Napět'ový tahový poměr: TSR = 1</p> <p>Napět'ový poměr při otláčení: BSR = 0</p> 

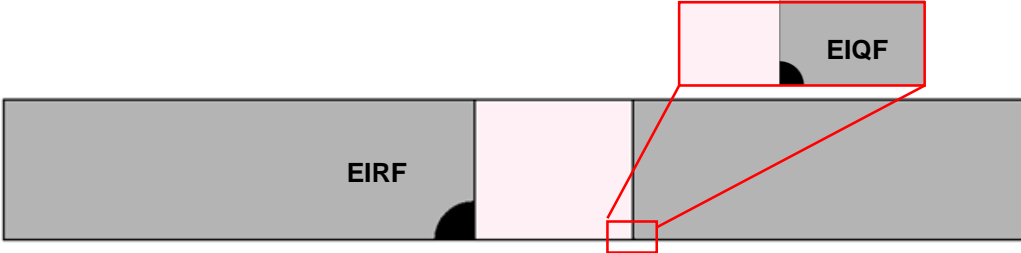

Tab 16 Popis výpočtu šíření únavové trhliny – scénář 1, horizontální spojka

Fáze výpočtu	Popis
1	<p>Typ modelu: Advanced β-funkce: definováno AFGROW Použití: Růst trhliny v můstku, počáteční trhlina = EIRF = 1,27 mm Růst trhliny na protilehlé straně od můstku, počáteční trhlina = EIQF = 0,127 mm Rozměry modelu: W = 39,30 mm, t = 8,45 mm, D = 5,00 mm, Vzdálenost středu díry od hrany = 10,56 mm Zatěžující sekvence: SQ_0214 Stress multiplication factor (SMF): 0,000279 Napětový tahový poměr: TSR = 0,906 ($\sigma_{by-pass}$ = 17.96 MPa) Napětový poměr při otlačení: BSR = 0,737 (P = 616,96 N)</p> 
2	<p>Typ modelu: Trhlina prorostená skrz celou tloušťku materiálu β-funkce: definována uživatelem podle fáze 1. Použití: Růst trhliny ve spojce předpokládá redistribuci zatížení způsobený trhlinou v dolní panelu, počáteční trhlina = EIRF + velikost trhliny ve fázi 1 = 1,662 mm (skrze tloušťku) Růst trhliny na protilehlé straně od můstku, počáteční trhlina = EIQF + velikost trhliny ve fázi 1 = 0,127 mm (skrze tloušťku) Rozměry modelu: W = 39,30 mm, t = 8,45 mm, D = 5,00 mm, Vzdálenost středu díry od hrany = 10,56 mm Zatěžující sekvence: SQ_0214 Stress multiplication factor (SMF): 0,000408 Napětový tahový poměr: TSR = 1 Napětový poměr při otlačení: BSR = 0</p> 

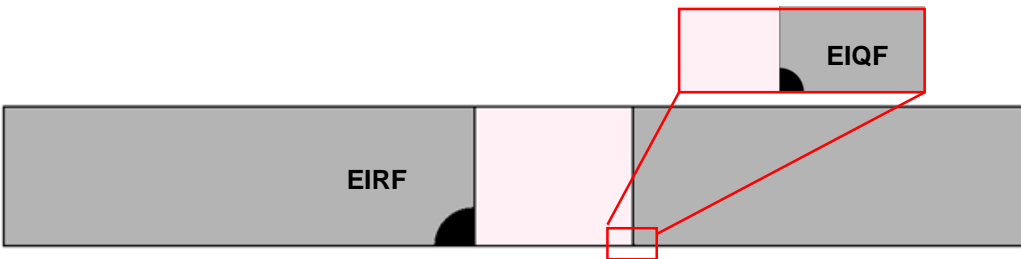
Tab 17 Popis výpočtu šíření únavové trhliny – scénář 2, dolní integrální panel

Fáze výpočtu	Popis
1	<p>Typ modelu: Advanced β-funkce: definováno AFGROW Použití: Růst trhliny v můstku, počáteční trhlina = EIRF = 1,27 mm Růst trhliny na protilehlé straně od můstku, počáteční trhlina = EIQT = 0,127 mm Rozměry modelu: W = 1070,79 mm, t = 3,50 mm, D = 5,00 mm, Vzdálenost díry od okraje panelu = 32,18 mm Zatěžující sekvence: SQ_0214 Stress multiplication factor (SMF): 0,000394 Napětový tahový poměr: TSR = 0,998 ($\sigma_{by-pass} = 27,96$ MPa) Napětový poměr při otlačení: BSR = 0,302 (P = 148,18 N)</p> 
2	<p>Typ modelu: Trhlina prorostená skrz celou tloušťku materiálu β-funkce: definována uživatelem podle fáze 1 Použití: Růst trhliny po poruše můstku, počáteční trhlina = 55,07 mm Zatěžující sekvence: SQ_0214 Stress multiplication factor (SMF): 0,000394 Rozměry modelu: W = 1070,79 mm, t = 3,50 mm Napětový tahový poměr: TSR = 1 Napětový poměr při otlačení: BSR = 0</p> 

Tab 18 Popis výpočtu šíření únavové trhliny – scénář 2, centrální integrální nosník (horizontální část)

Fáze výpočtu	Popis
1	<p>Typ modelu: Advanced β-funkce: definováno AFGROW Použití: Růst trhliny v můstku, počáteční trhlina = EIRF = 1,27 mm Růst trhliny na protilehlé straně od můstku, počáteční trhlina = EIQF = 0,127 mm Rozměry modelu: W = 349,40 mm, t = 7,09 mm, D = 5,00 mm, Vzdálenost středu díry od hrany = 14,50 mm Zatěžující sekvence: SQ_0214 Stress multiplication factor (SMF): 0,000312 Napětový tahový poměr: TSR = 0,986 ($\sigma_{by-pass}$ = 21,87 MPa is assumed) Napětový tahový poměr: BSR = 0,993 (P = 781,21 N is assumed)</p> 
2	<p>Typ modelu: Trhlina prorostená skrz celou tloušťku materiálu β-funkce: definována uživatelem podle fáze 1 Used for: Růst trhliny ve spojení předpokládá redistribuci zatížení způsobený trhlinou v dolní panelu, počáteční trhlina = EIRF + velikost trhliny ve fázi 1 = 3,198mm (skrze tloušťku) Růst trhliny na protilehlé straně od můstku, počáteční trhlina = EIQF + velikost trhliny ve fázi 1 = 0,127 mm (skrze tloušťku) Rozměry modelu: W = 349,40 mm, t = 7,09 mm, D = 5,00 mm, Vzdálenost středu díry od hrany = 14,50 mm Zatěžující sekvence: SQ_0214 Stress multiplication factor (SMF): 0,000421 Napětový tahový poměr: TSR = 1 Napětový poměr při otláčení: BSR = 0</p> 

Tab 19 Popis výpočtu šíření únavové trhliny – scénář 3, centrální integrální nosník (vertikální část)

Fáze výpočtu	Popis
1	<p>Type of model: Advanced</p> <p><u>β-funkce:</u> definováno AFGROW</p> <p><u>Použití:</u> Růst trhliny v můstku, počáteční trhlina = EIRF = 1,27 mm Růst trhliny na protilehlé straně od můstku, počáteční trhlina = EIQF = 0,127 mm</p> <p><u>Rozměry modelu:</u> W = 348,63 mm, t = 6,65 mm, D = 5,00 mm, Vzdálenost středu díry od hrany = 73,53 mm</p> <p><u>Zatěžující sekvence:</u> SQ_0214</p> <p><u>Stress multiplication factor (SMF):</u> 0,000226</p> <p><u>Napětový tahový poměr:</u> TSR = 0,989 ($\sigma_{by-pass} = 18,72$ MPa)</p> <p><u>Napětový tahový poměr:</u> BSR = 0,715 (P = 449,49 N)</p> 

9.3 Stanovení kritických délek trhlin

Kvůli omezení rozsahu diplomové práce je tato kapitola prezentována velice stručně. Kritické délky trhliny jsou stanoveny pro případy maximálního ohybového momentu, kde toto zatížení bylo stanoveno jako kritické. Dále kritické délky trhliny jsou stanoveny pomocí zbytkové pevnosti tj. dle předpisu FAR 23.573(b) jen do provozního zatížení.

Kritické délky trhlin jsou stanoveny na základě posouzení následujících kritérií.

- pevnostní kontrola nýtových spojů
- kontrola plastické oblasti k mezi kluzu
- nestabilní šíření trhliny
- ztráta vzpěrné stability okolní konstrukce

9.3.1 Stanovení kritické délky – scénář 1

Kritická délka trhliny pro scénář 1 je stanovena s pevnostní kontroly nýtových spojů. Pevnostní kontrola je provedena pro délku trhliny $a = 155,87$ mm v dolním integrálním panelu (měřeno k bližší hraně panelu) s uvážením úplného porušení horizontální spojky. Nýtový spoj s nejmenším součinitelem rezervy R.F. se nachází ve středu vertikální spojky (R.F. = 1,04), při maximální smykové síle $F_{s1} = 8\,916$ N.

9.3.2 Stanovení kritické délky – scénář 2

Kritická délka trhliny pro scénář 2 je stanovena s pevnostní kontroly nýtových spojů. Pevnostní kontrola je provedena pro délku trhliny $a = 111,59$ mm v dolním integrálním panelu (měřeno k bližší hraně panelu) s uvážením úplného porušení můstku u centrálního integrálního nosníku. Nýtový spoj s nejmenším součinitelem rezervy R.F. = 1,04, při maximální smykové síle $F_{s2} = 4\,797$ N.

9.3.3 Stanovení kritické délky trhliny – scénář 3

Kritická délka trhliny pro scénář 3 je stanovena s pevnostní kontroly nýtových spojů. Pevnostní kontrola je provedena pro délku trhliny $a = 92,65$ mm v centrálním integrálním nosníku (měřeno k bližší hraně nosníku). Nýtový spoj s nejmenším součinitelem rezervy R.F. = 1,53, při maximální smykové síle $F_{s3} = 6\,556$ N.

Tab 20 Shrnutí kritických délek a_{crit} v jednotlivých scénářích

Scénář	a_{crit} [mm]	poznámka
1	155,87	kritická délka trhliny v dolním panelu (měřeno od bližší hrany) + úplné porušení horizontální spojky
2	111,59	kritická délka trhliny v dolním panelu (měřeno od bližší hrany) + porušení můstku u centrálního nosníku (horizontální část)
3	92,67	kritická délka trhliny nastavena konzervativně nedochází k žádnému porušení mezního stavu

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	72

9.4 Stanovení detekovatelných délek trhlin

Detekovatelné délky trhlin jsou stanoveny na základě metodiky MSG-3 (Maintenance Steering Group-3) používané v Aircraft Industries, a.s. Tato metodika bere v úvahu různé ovlivňující činitele, jako např: přístup k danému místu, velikost plochy, viditelnost daného místa, osvětlení, úprava povrchu, tloušťka materiálu atp.

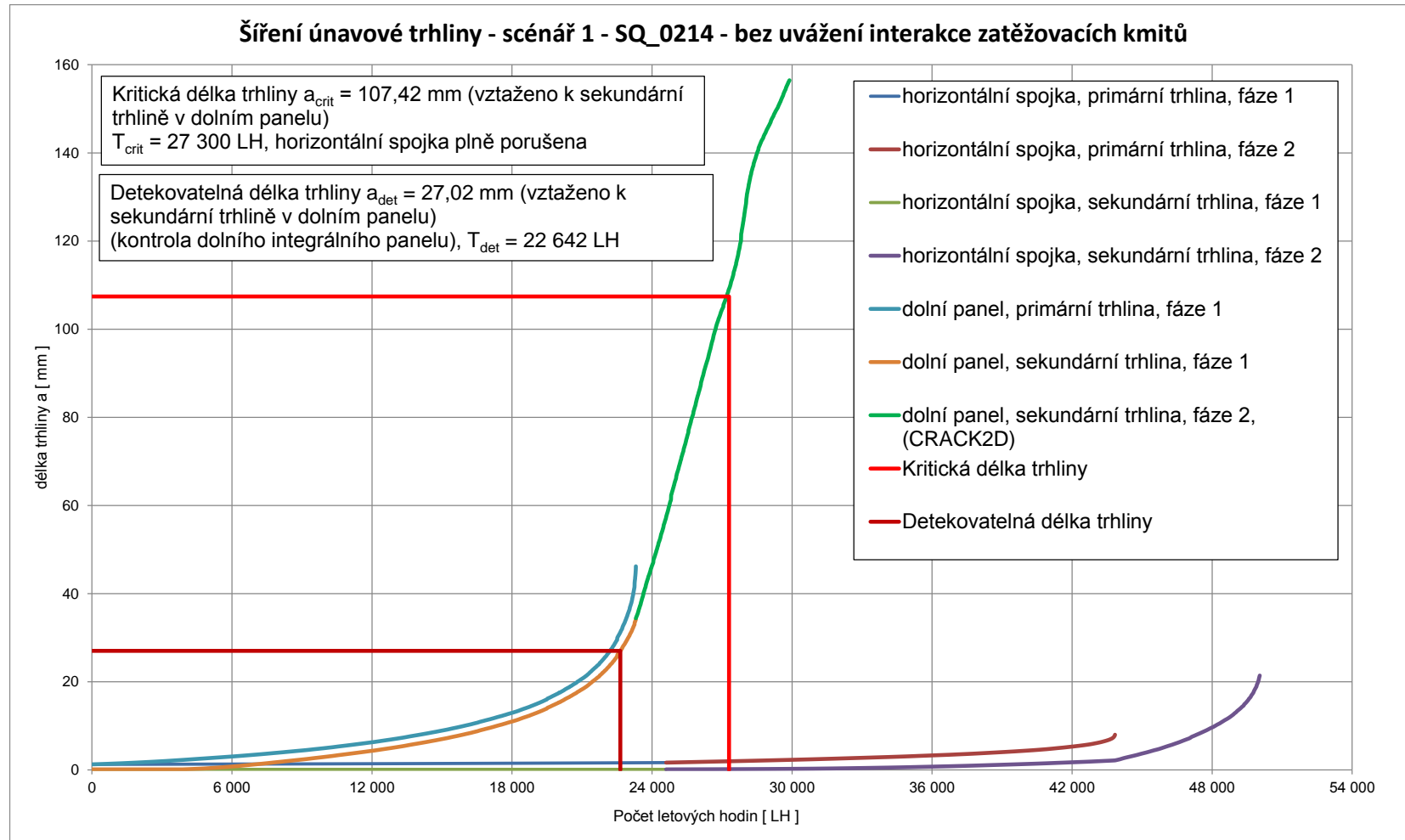
- Scénář 1
 - Pro kontrolu horizontální spojky je detekovatelná délka trhliny úplné porušení spojky
 - Pro kontrola dolního integrálního panelu je detekovatelná trhlina stanovena dle metodiky MSG-3 a její délka je $a_{det1} = 43,30 \text{ mm}$
- Scénář 2
 - Pro kontrolu centrálního integrálního nosníku (horizontální část) je detekovatelná délka trhliny úplné porušení můstku
 - Pro kontrola dolního integrálního panelu je detekovatelná trhlina stanovena dle metodiky MSG-3 a její délka je $a_{det2} = 43,30 \text{ mm}$
- Scénář 3
 - Detekovatelná délka trhliny u centrálního integrálního nosníku (vertikální část) není požadována
(počáteční prohlídka přesahuje návrhovou životnost 30 000 LH)

Tab 21 Shrnutí detekovatelných délek trhlin a_{det} v jednotlivých scénářích

Scénář	Detekovatelná délka trhliny a_{det} [mm]
1 <ul style="list-style-type: none"> • Kontrola horizontální spojky (DET) • Kontrola dolního panelu (DET) 	Úplné porušení spojky 58.30 mm
2 <ul style="list-style-type: none"> • Centrální zadní integrální nosník (Horizontální část) • Kontrola dolního panelu (DET) 	Úplné porušení můstku 58.30 mm
3 <ul style="list-style-type: none"> • Centrální zadní integrální nosník (Vertikální část) 	Není požadováno

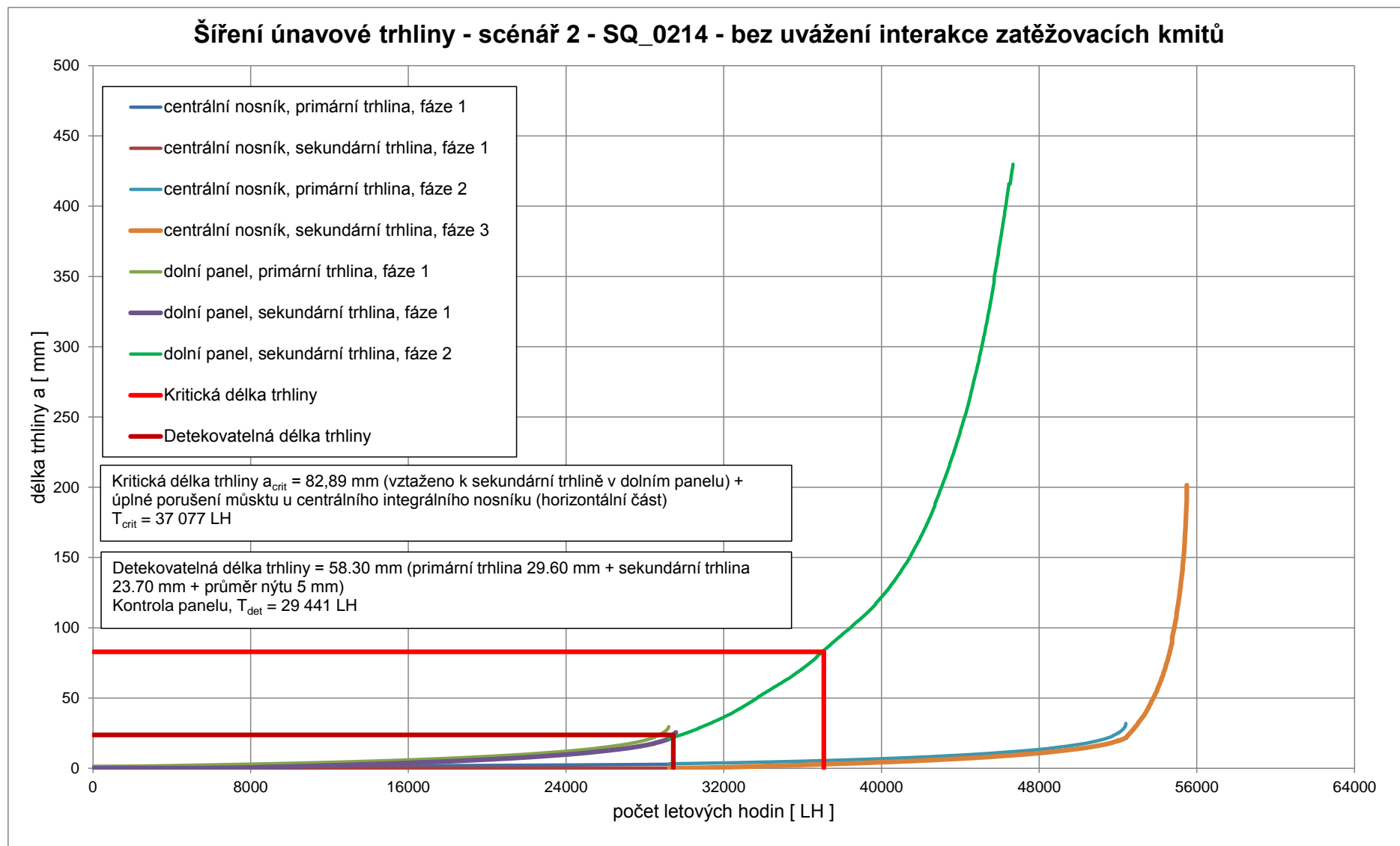
9.5 Výsledky šíření únavových trhlin – bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů

Na následujících grafech jsou shrnuty a zobrazeny délky šíření únavových trhlin pro jednotlivé scénáře spolu s detekovatelnými a kritickými délkami trhlin.



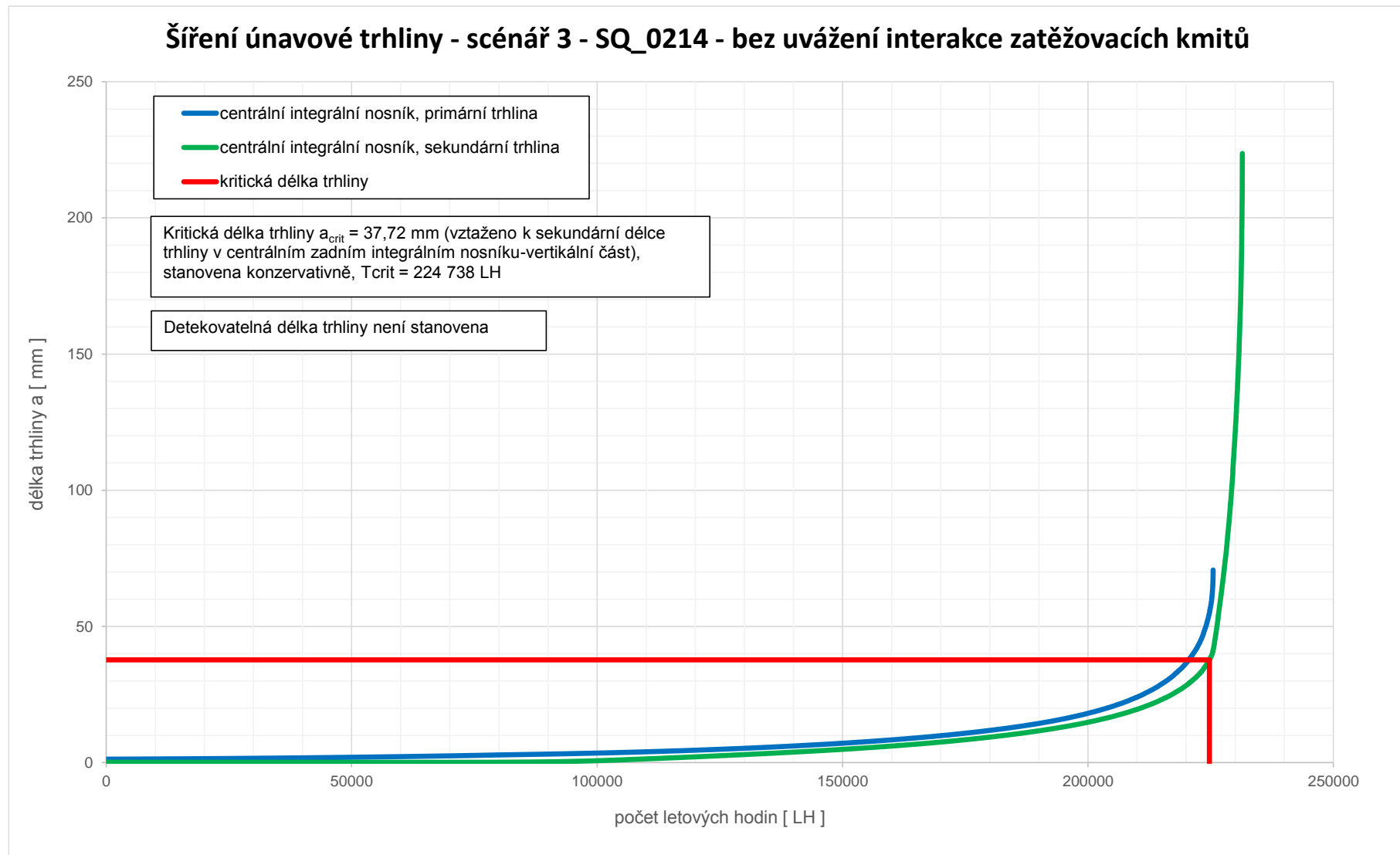
Obr. 47 Šíření únavové trhliny, scénář 1

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	74



Obr. 48 Šíření únavové trhliny, scénář 2, bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	75



Obr. 49 Šíření únavové trhliny, scénář 3, bez uvážení interakce zatěžujících kmitů

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	76

9.6 Vyhodnocení damage tolerance analýzy bez uvážení interakce zatěžujících kmitů

výpočet počáteční prohlídky kritických míst:

$$T_{TH} = \frac{T_{CRIT}}{SF_{th}} [LH] \quad (9.6.1)$$

výpočet intervalů prohlídek kritických míst:

$$I = \frac{T_{CRIT} - T_{det}}{SF_{int}} [LH] \quad (9.6.2)$$

Tab 22 Vyhodnocení damage tolerance analýzy bez uvážení interakce zatěžovacích kmitů

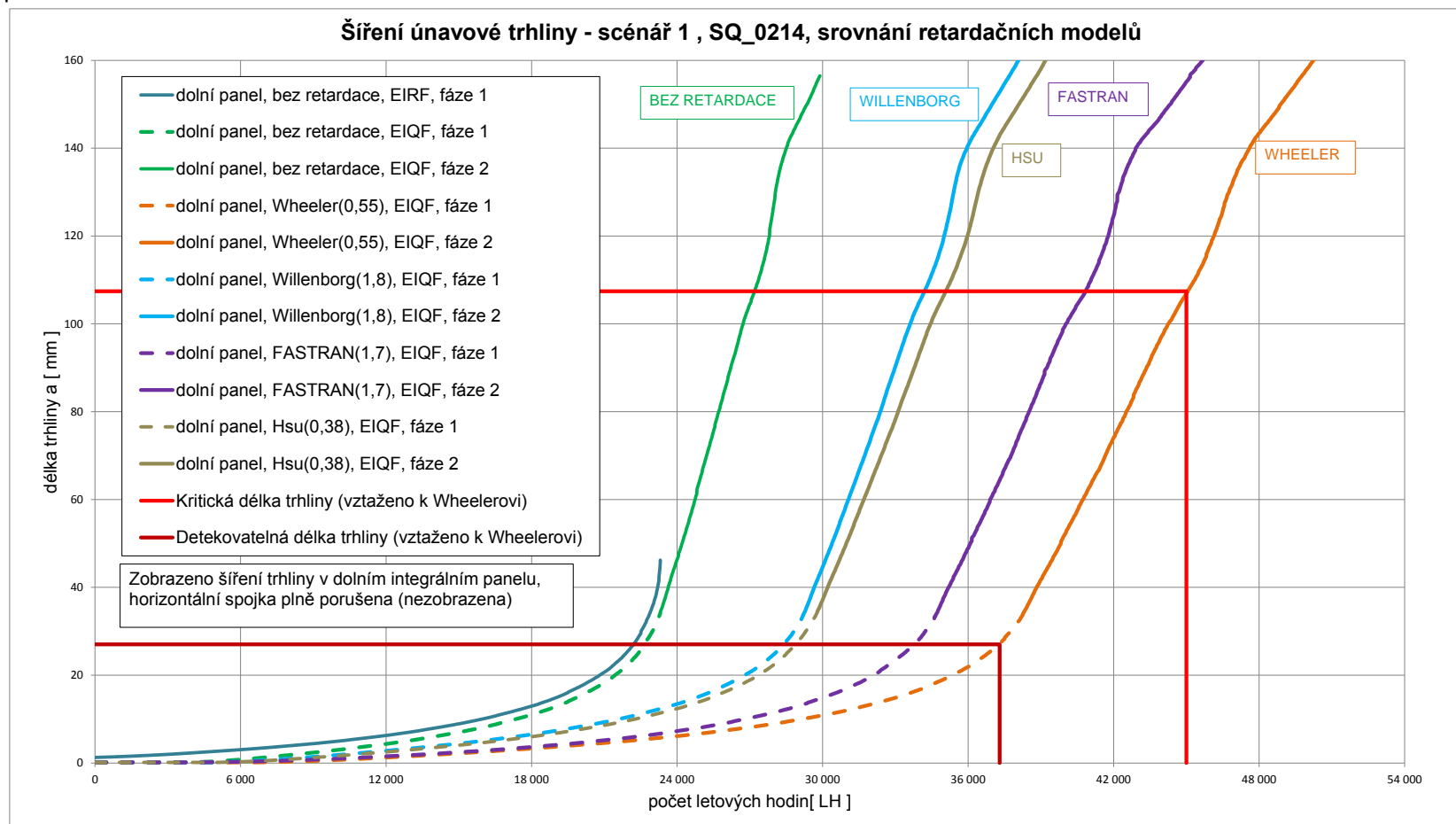
Scénář	SF _{th} [1]	T _{crit} [LH]	Počáteční prohlídka T _{TH} [LH]	(T _{crit} - T _{det}) [LH]	SF _{int} [1]	Interval prohlídek I [LH]
1	2,5	27 300	10 920	4 658	2,5	1 863
2	2,5	37 077	14 830	7 636	2,5	3 054
3	3,0	222 738	N/A (T _{crit} >SF*DSG)	N/A (T _{crit} >SF*DSG)	2,5	N/A (T _{crit} >SF*DSG)

Nejkritičtější místem z hlediska kvantitativní damage tolerance analýzy je bezprostředně scénář 1, kde je uvažovaná počáteční trhлина na potahu v oblasti středu spojení zadních nosníků se vzájemným šířením trhliny na horizontální spojce. Obecně tento konstrukční uzel není z hlediska damage tolerance analýzy označen jako kritický. Tento uzel slouží pouze pro srovnání DT analýz s uvážením a bez uvážení retardačních efektů.

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	77

9.7 Damage tolerance analýza s uvažáním interakce zatěžovacích kmitů

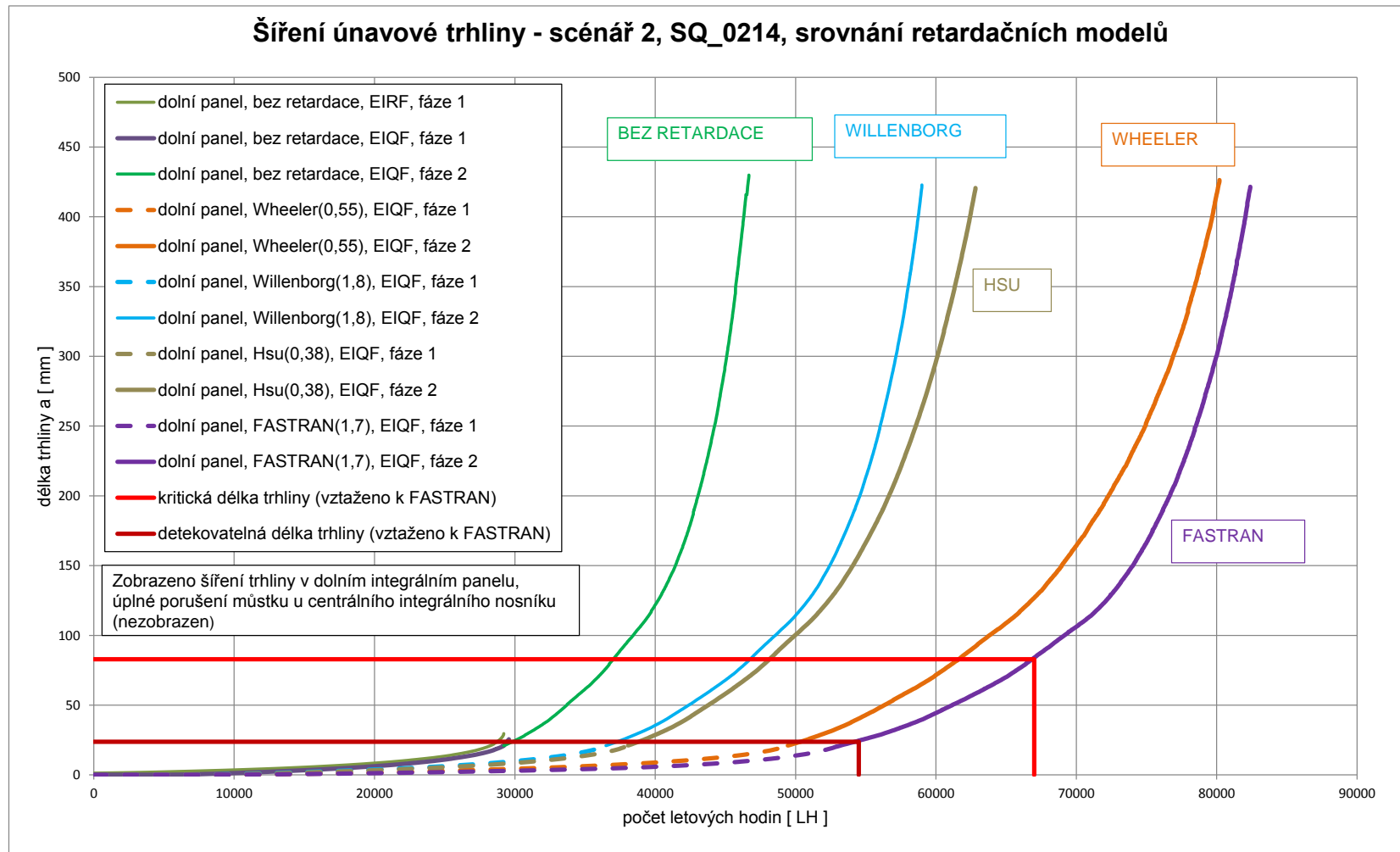
Pro určení počátečních prohlídek a intervalů má u tohoto scénáře vliv pouze sekundární trhlinka v dolním integrálním panelu, protože druhá fáze šíření trhliny je vypočtena s plně porušenou horizontální spojkou. Pro zvýšení přehlednosti zobrazení ostatních retardačních modelů jsou zobrazeny pouze trhliny EIQF v dolním integrálním panelu.



Obr. 50 Scénář 1, porovnání retardačních modelů, šíření v dolním integrální panelu

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažáním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	78

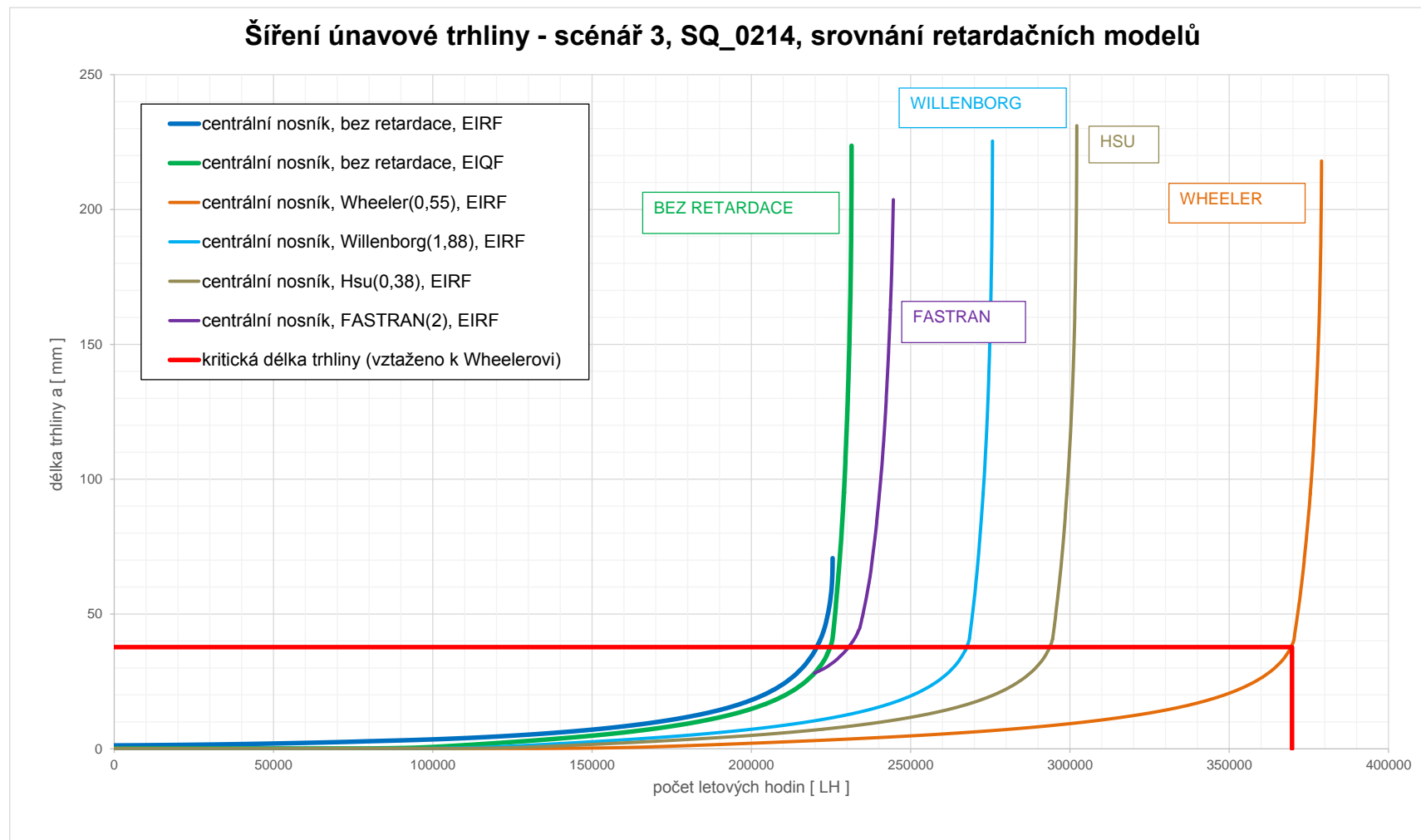
Zde je využito stejného efektu zobrazení jako na předchozí straně. Na periodické prohlídky má vliv pouze druhá fáze sekundární trhliny v dolním integrálním panelu, která uvažuje redistribuci zatížení kvůli úplné poruše můstku u dolní pásnice.



Obr. 51 Scénář 2, porovnání retardačních modelů, šíření v dolním integrální panelu

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	79

Scénář 3 v porovnání s předchozími scénáři není kritický, jeho počáteční prohlídka přesahuje návrhovou životnost. Cílem této práce je porovnání retardačních modelů s lineární výpočetní metodikou, proto ilustrace tohoto grafu je spíše ukázkou. (Z důvodu časové náročnosti FASTRAN modelu, je FASTRAN model aplikován až po 23 500 LH).



Obr. 52 Scénář 3, porovnání retardačních modelů, šíření v centrálním integrálním nosníku

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	80

9.7.1 Srovnání retardačních modelů

Metodika porovnání výpočtů je zvolena tak, že lineární výpočet DT analýzy je nastaven jako srovnávací kritérium tj. 100% a od této hodnoty jsou v procentech odlišeny ostatní retardační modely, tj. zvýšení počátečních prohlídek a intervalů. Součinitele bezpečnosti a kritické doby šíření jsou voleny stejně jako v případě lineární metodiky v kapitole 9.6.

U scénáře 1 respektive nejkritičtějšího místa z vybraných tří scénářů dochází u FASTRAN modelu k navýšení počáteční prohlídky o 50 % (tloušťka integrálního panelu, která je zvolena v matematickém modelu v AFGROW, činí $t = 3,5$ mm). Willenborgův a Hsu model shodně zvyšují počáteční prohlídku okolo 30% a intervaly prohlídek 23 % a 35 %. Wheelerův model se v tomto případě jeví jako méně konzervativní a hrozí riziko přesáhnutí bezpečné strany výpočtu, počáteční prohlídku zvyšuje o 65 %.

Tab 23 Scénář 1, porovnání vybraných retardačních modelů

Výpočetní model	Počáteční prohlídka [LH]	Navýšení v [%]	Interval prohlídek [LH]	Navýšení v [%]
Bez retardace	10 920	100	1 863	100
FASTRAN	16 320	149	2 720	146
Wheeler	18 000	165	3 080	165
Willenborg	13 700	125	2 300	123
Hsu	14 080	129	2 520	135

U scénáře 2 tj. souběžné šíření trhliny v oblasti dolní pásnice centrálního integrálního nosníku a v integrálním potahu vychází Willenborgův a Hsu retardační model srovnatelně při porovnání počátečních prohlídek jako u scénáře 1, navýšení kolem 30 % ve srovnání s metodikou bez uvážení retardace. FASTRAN zvyšuje počáteční prohlídku o 81 %, což je téměř dvojnásobná doba.

Tab 24 Scénář 2, porovnání vybraných retardačních modelů

Výpočetní model	Počáteční prohlídka [LH]	Navýšení v [%]	Interval prohlídek [LH]	Navýšení v [%]
Bez retardace	14 830	100	3 054	100
FASTRAN	26 800	181	5 200	170
Wheeler	24 680	166	4 480	147
Willenborg	18 720	126	3 920	128
Hsu	19 200	129	3 600	118

Tabelární zpracování počátečních prohlídek u scénáře 3 je pouze orientační ($DSG = 30\,000$ LH). Willenborgův a Hsu retardační model zvyšují opět počáteční prohlídku kolem 30 %. FASTRAN výpočet je v tomto případě hodně zkreslený, protože jeho aplikace je po 23 500 LH z důvodů snížení časové náročnosti výpočtu. U Wheelerova modelu hrozí riziko přesáhnutí konzervativního výpočtu, tak jako ve všech scénářích.

Tab 25 Scénář 3, porovnání vybraných retardačních modelů

Výpočetní model	Počáteční prohlídka [LH]	Navýšení v [%]
Bez retardace	74 913	100
FASTRAN	77 333	103
Wheeler	123 233	165
Willenborg	89 333	119
Hsu	98 000	131

Jako nejvěrohodnější modely působí Willenborgův a Hsu, ve všech scénářích se navýšení počáteční prohlídky pohybuje kolem 30% dokonce i při verifikaci dosahují dost stabilních výsledků. FASTRAN model se zdá být hodně nepředvídatelný, vzhledem k tomu, že je to současný nejlepší popis fyzikální reality uzavírání trhlin. Nicméně jak poukázala verifikace modelů, FASTRAN se jeví jako dost citlivý model na tloušťku materiálu a na způsobu vyladění křivky da/dN vs. ΔK_{eff} . To jak tyto vyladěné modely jsou spolehlivé, více specifikuje až únavová zkouška celého křídla.

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	81

10. ZÁVĚR

Tato diplomová práce se zabývá problematikou šíření únavových trhlin při proměnlivé amplitudě zatěžování. Hlavními cíli této práce je ověřit platnost retardačních modelů s experimentálními měřeními a následně po vyhodnocení verifikace aplikovat retardační modely na damage tolerance analýzu a porovnat ji s metodikou lineárního šíření únavových trhlin na zvoleném konstrukčním uzlu. Obsahem této práce je teoretický popis jednotlivých retardačních modelů, jejich verifikace s experimentálními měřeními a demonstrace damage tolerance analýzy.

Teoretická část obsahuje samotný popis retardace a jejich ovlivňujících faktorů, jako je tloušťka materiálu a mez kluzu. Popis retardačních modelů je sestaven od nejstarších Yield zone modelů, které jako prvně vysvětlovali vliv vysokých zatížení obsažených ve spektru, přes Closure, Hsu a retardačním modelem jež v současnosti nejlépe popisuje fyzikální podstavu retardačních efektů FASTRAN.

Stěžejní částí práce je výpočet FASTRAN retardačního modelu. Tento model je vypočten na základě materiálových dat z VZLU, a.s. Převzatá experimentální data jsou závislosti délek trhlin na počtu kmitů, které jsou stanoveny na několika různých napěťových hladinách, pro dvě hliníkové slitiny 2124-T851 a 7475-T7351. Tato experimentální data jsou stanoveny za konstantní amplitudy zatěžování. Ze závislosti délek trhlin na počtu kmitů jsou Isidovou metodikou vypočteny závislosti rychlosti šíření trhliny da/dN na rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK pro jednotlivé testové vzorky. Poté na závislost da/dN na ΔK je aplikován FASTRAN algoritmus, jež je sestaven v programu Excel. Hlavním cílem FASTRAN algoritmu je převedení křivek da/dN na ΔK na jednotnou křivku, tj. převedení na rychlost šíření trhliny při efektivním rozkmitu faktoru intenzity napětí da/dN na ΔK_{eff} . Výsledná FASTRAN křivka a ostatní typy retardačních modelů jsou vyladěny s ohledem na experimentální data, která jsou vyhodnocena při zatěžování s proměnlivou amplitudou. Zkoušky testových vzorků typu M(T) při proměnlivé amplitudě zatěžování jsou provedeny na leteckém ústavu VUT v Brně. Snahou při verifikaci je zachovat všechny retardační modely na konzervativní straně výpočtu, tak aby délka šíření trhliny v modelu nepřesáhla reálnou délku na zkoušce. Po zhodnocení verifikace se dospělo k závěru, že FASTRAN model je velice citlivý na tloušťce zkušebních vzorků. FASTRAN křivka je vypočtena na základě testových vzorků pro 8 mm, ale testové vzorky při variabilní amplitudě zatěžování jsou provedeny pro tloušťky 4,3 a 2 mm. U testového ID 12 ($t = 2$ mm) FASTRAN výpočet kolabuje, na druhou stranu pro větší tloušťky prokazuje použitelné výsledky. Wheelerův, Willenbergův a Hsu modely prokázaly dost stabilních výsledků a tyto modely, včetně FASTRANU jsou vyhodnoceny jako vhodné pro damage tolerance analýzu. Nejméně vhodným modelem při verifikaci je Closure model, na dvou spektrech zatížení neprojevoval retardační efekty a na jednom testovém vzorku je u hranice bezpečné strany výpočtu. Z důvodů zachování utajení interních dat nejsou v této diplomové práci publikovány žádné tabulární výsledky rychlosti šíření trhlin na ΔK a ΔK_{eff} při konstantní nebo proměnlivé amplitudě zatěžování. I když jsou tyto charakteristiky vypočteny na základě citovaných nebo vlastních metodik, pořád jsou podloženy na datech, jež jsou finančně náročnými experimentálními měřeními (závislosti délek trhlin na počtu kmitů).

Pro demonstraci analýzy DT je konstrukční uzel zvolen u spojení zadního nosníku v oblasti dolních pásnic a to konkrétně spoj mezi centrálním integrálním nosníkem a vnitřním integrálním nosníkem. Pro tuto práci jsou vybrána celkem tři kritická místa, z nichž po kvantitativní damage tolerance analýze vyšel nejkritičtější první scénář, kde inicializace počátečních trhlin je současně na horizontální spojnici a dolním panelu. Při uvážení redistribuce zatížení po úplném porušení spojky vyšla na potahu kritická délka trhliny $a_c = 155,87$ (měřeno od okraje potahu). Kritické délky trhlin jsou vyhodnoceny metodikou zbytkové pevnosti zatíženy do provozního zatěžování. Počáteční prohlídka vyšla $T_{TH} = 10\,920$ LH a interval prohlídek $I = 1\,863$ LH. Ve finální části této práce byla provedena damage tolerance analýza s uvážením interakce zatěžovacích kmitů a aplikací verifikovaných retardačních modelů na zvolený konstrukční uzel. Je pozorováno, že Willenbergův a Hsu retardační model působí velice spolehlivě. Ve všech třech scénářích se zvýšení počáteční prohlídky pohybovalo kolem 30% od původní lineární analýzy. Wheelerův model byl stanoven jako nevhodný, průměrné zvýšení počátečních prohlídek bylo 65 %.

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvážením interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	82

11. SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] SCHIJVE, J. *Fatigue of Structures and Materials*, The Netherlands: Kluwer Academic Publiss, 2001. ISBN 0-7923-7013-9
- [2] SCHMIDT, H.-J., Schmidt-Brandecker, B., *Fatigue and Damage Tolerance Course for Metal Structure*.
- [3] BENT, L. J. *Practical Airframe Fatigue and Damage Tolerance*. Sigma K Ltd, Coylton, Scotland 2010
- [4] ROOKE, D.P., CARTWRIGHT, D. J. *Compendium of Stress Intensity Factors*, Her Majesty-s Stationery Office, London, 1974
- [5] HARTER, J. A. *AFGROW Users Guide and Technical Manual*, LexTech, Inc, Cenrerville, Ohio, USA
- [6] NEWMAN, J. C. *FASTRAN-II A Fatigue Crack Growth Structural Analysis Program*, NASA TECHNICAL MEMORANDUM, 1992
- [7] VLČEK, D. *L 410 NG Fatigue and Damage Tolerance Compliance Guidelines*, MOSTA.0463.A.U.MD, 2015
- [8] GALLAGHER, J.P. USAF Damage Tolerant Design Handbook: *Guidelines for the Analysis and Design of Damage Tolerant Aircraft Structures*, AFWAL-TR-82-3073, Ohio 1984
- [9] VLČEK, D. *Stanovení životnosti dolního integrálního panelu křídla letounu L410 NG filozofií damage tolerance*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2013. 160 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Petr Augustin, Ph.D.
- [10] AFGROW.NET. <http://afgrow.net/> [online]. © Copyright 2009-2011 [cit. 2016-05—26]. Dostupné z: <http://afgrow.net/applications/DTDDHandbook/pdfs.aspx>
- [11] AUGUSTIN, P. *Přednášky z předmětu: Únava a životnost leteckých konstrukcí*. 2016
- [12] VLČEK, D. *Methodology of Crack Growth and Residual Strength Analyses*, MOSTA.0.464.A.U.MD, 2014
- [13] BANNANTINE, A. *Fundamentals of metal fatigue analysis*, New Jersey
- [14] VLK, M., Z. FLORIAN, *Mezní stavy a spolehlivost*, Brno 2007
- [15] ONDRÁČEK, E., J. VRBKA, a P. JANÍČEK a kol. *Mechanika těles Pružnost a pevnost II*, Brno 2006, ISBN 80-214-3260-8
- [16] RŮŽEK, R., P. HOMOLA a P. KUDRNA a kol. *Materiálové charakteristiky desky tl. 50 mm vyrobené ze slitiny 2124-T851 ve směru L-T*, MOSTA.0409.V.U.PD, 2011
- [17] HOMOLA, P., R. RŮŽEK a L. NOVÁKOVÁ a kol. *Materiálové charakteristiky desky tl. 76 mm vyrobené ze slitiny 7475-T7351 ve směru L-T (Alcoa)*, R-5650, 2013
- [18] AUGUSTIN, P. *Fatigue crack growth tests of M(T) specimens loaded by variable amplitude, made of 7475-T7351, 2124-T851 and 7050-T7451 alloys*, 2016
- [19] HAVRÁNEK, J. *Assignment of fatigue crack growth test of M(T) specimens loaded by variable amplitude, made of 7475-T7351 and 2124-T851 alloys*, AARC.2102.A.U.PD, 2015
- [20] MCKEIGHAN, P.C., N. RANGANATHAN, *Fatigue Testing and Analysis under Variable Amplitude Loading Conditions*, U.S.A. ISBN 0.8031.3479.7

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	83

12. SEZNAM POUŽITÝCH ZRAKTEK A SYMBOLŮ

Symbol	Rozměr	Název veličiny
a_{crit}	[mm]	Kritická délka trhliny
a_{det}	[mm]	Detekovatelná délka trhliny
a_i	[mm]	Okamžitá délka trhliny
a_{OL}	[mm]	Délka trhliny při přetížení
a_{BL}	[mm]	Délka únavové trhliny na zádním povrchu tělesa, levá strana
a_{BR}	[mm]	Délka únavové trhliny na zadním povrchu tělesa, pravá strana
a_{FL}	[mm]	Délka únavové trhliny na předním povrchu tělesa, levá strana
a_{FR}	[mm]	Délka únavové trhliny na předním povrchu tělesa, pravá strana
AI	[-]	Aircraft Industries, a.s.
ASTM	[-]	American Society for Testing and Materials
B	[mm]	Tloušťka zkušební vzorku
BSR	[-]	Bearing stress ratio
DT	[-]	Damage tolerance
Cf	[1]	Compact tension specimen
C(T)	[-]	Průměr díry
D	[mm]	Průměr díry
da/dN	[m/kmit]	Rychlost šíření únavové trhliny
Cf	[-]	Closure faktor
EIQF	[-]	Equivalent Initial Quality Flaw
EIRF	[-]	Equivalent Initial Rogue Flaw
I	[LH]	Interval prohlídek
K	[MPa.m ^{1/2}]	Faktor intenzity napětí
K_{max}	[MPa.m ^{1/2}]	Maximální faktor intenzity napětí
K_{min}	[MPa.m ^{1/2}]	Minimální faktor intenzity napětí
K_{open}	[MPa.m ^{1/2}]	Faktor intenzity napětí při otevírání trhliny
K_{IC}	[MPa.m ^{1/2}]	Lomová houževnatost
K_C	[MPa.m ^{1/2}]	Kritická hodnota faktoru intenzity napětí
K_R	[MPa.m ^{1/2}]	Zbytkový součinitel faktoru intenzity napětí
LELM	[-]	Lineární elastická lomová mechanika
m	[1]	Wheelerův empirický parametr
MSG-3	[-]	Maintenance Steering Group–3
m_{TOW}	[kg]	Maximální vzletová hmotnost
M(T)	[-]	Middle Tension specimen – zkušební těleso s centrální trhlinou
N	[LH]	Počet kmitů
$R_{p0,2}$	[MPa]	Mez kluzu
R	[1]	Součinitel nesouměrnosti zatěžujícího kmitu
RF	[1]	Součinitel rezervy
r_{pm}	[m]	Monotónní plastická oblast
r_{pr}	[m]	Reverzní plastická oblast
r_{pOL}	[m]	Plastická oblast při přetížení
SMF	[1]	Stress multiplication factor

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	84

SF_{int}	[1]	Součinitel bezpečnosti pro interval prohlídek
SF_{th}	[1]	Součinitel bezpečnosti pro počáteční prohlídku
SOLR	[1]	Shut-off Overload Ratio
SQ	[1]	Zatěžující sekvence
t	[mm]	Tloušťka vzorku
T_{TH}	[LH]	Počáteční prohlídka
TSR	[-]	Tensile stress ration
U	[1]	Součinitel pro výpočet efektivní hodnoty ΔK
VUT	[-]	Vysoké učení technické
VZLÚ	[-]	Výzkumný zkušební a letecký ústav, a.s.
W	[mm]	Délka zkušebního vzorku
α	[1]	Faktor stísnění
β	[1]	Tvarová funkce
γ	[1]	Wheelerův retardační faktor
Δa	[mm]	Přírůstek trhliny
$\Delta \sigma$	[MPa]	Rozkmit napětí
ΔK_{eff}	[MPa.m ^{1/2}]	Efektivní rozkmit faktoru intenzity napětí
ΔK_{th}	[MPa.m ^{1/2}]	Prahová hodnota rozkmitu intenzity napětí
$(\Delta K_{eff})_T$	[MPa.m ^{1/2}]	Efektivní hodnota přechodu faktoru intenzity napětí
σ_A	[MPa]	Amplituda napětí
σ_{flow}	[MPa]	Napěťový tok
σ_m	[MPa]	Střední napětí
σ_{MAX}	[MPa]	Maximální napětí
σ_{MIN}	[MPa]	Minimální napětí
σ_{MIN}	[MPa]	Minimální napětí
σ_{OPEN}	[MPa]	Otevírající napětí
$\sigma_{OPEN,OL}$	[MPa]	Otevírající napětí z přetežujícího cyklu

Název diplomové práce	Datum	Strana
Analýzy damage tolerance s uvažováním interakce zatěžovacích kmitů	26.05.2016	85